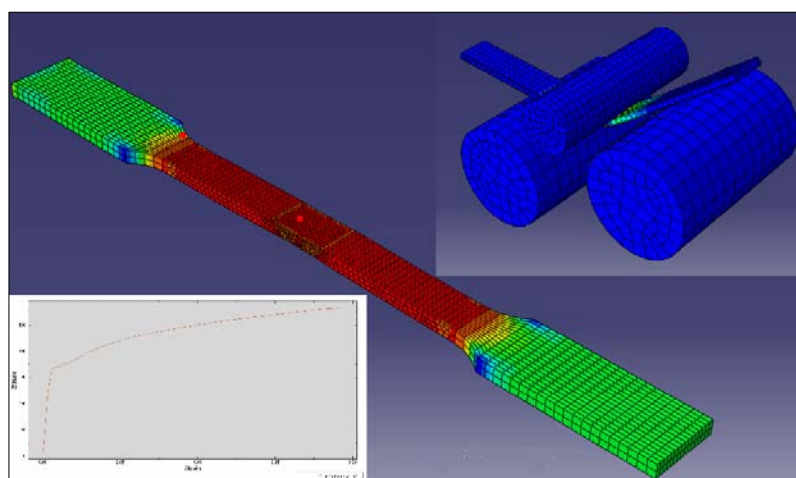




FACULDADE DE  
CIÊNCIAS E TECNOLOGIA  
UNIVERSIDADE NOVA DE LISBOA

Departamento de Engenharia Mecânica Industrial

# Modelação das Propriedades Mecânicas de Juntas Soldadas por Fricção Linear



Dissertação apresentada à Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade  
Nova de Lisboa para obtenção do  
Grau de Mestre em Engenharia Mecânica

**Hugo Marques**

Orientador: Professora Rosa Maria Mendes Miranda

Co-orientador: Professor Pedro Miguel dos Santos Vilaça da Silva

Monte da Caparica

2009

## **AGRADECIMENTOS**

Gostaria de agradecer às pessoas que tornaram possível a realização deste trabalho.

À Prof.<sup>a</sup> Rosa Miranda por todo o seu acompanhamento e orientação ao longo deste trabalho.

Ao Prof. Pedro Vilaça por todo o seu conhecimento transmitido e por ter permitido usufruir das instalações do IST.

Ao Prof. José Dias pela paciência e tolerância em relação ao prazo de entrega deste trabalho.

Ao meu irmão Eng.º Pedro Marques e à Mestre Susana Cravo pelas suas opiniões, apoio e pela forma como sempre me receberam na sua casa.

Ao Mestre Tiago Rosa pela preciosa ajuda em ABAQUS.

Ao Mestre Pedro Coelho pela ajuda na definição dos constrangimentos nos modelos numéricos.

Aos Mestres Telmo Santos e Luís Aires por todas as informações fornecidas, sem as quais não teria sido possível terminar este trabalho.

Ao Professor Rui Rodrigues, do Departamento de Matemática, pela sua colaboração e disponibilidade.

## RESUMO

A SFL está hoje bem implementada num conjunto de aplicações exigentes que requerem elevados níveis de qualidade, mas os fenómenos envolvidos no processo estão ainda em fase de investigação com o objectivo de:

- Optimizar o processo, quer no estudo do efeito dos parâmetros operatórios, quer no desenvolvimento de novas ferramentas mais eficazes;
- Na modelação do processo de soldadura, como sejam a modelação do fluxo de material, e do comportamento mecânico das juntas soldadas.

Este trabalho visou modelar as propriedades das juntas soldadas, por fricção linear, em ligas de alumínio do tipo AA 2024 avaliadas experimentalmente através de ensaios de tracção e de flexão. Para a modelação efectuada usou-se o software ABAQUS, de uso relativamente corrente, disponível no IST.

Das modelações efectuadas salientam-se as seguintes conclusões:

- Os resultados em provetes de material base preliminares permitiram reproduzir com um erro pequeno inferior a 10% das propriedades do material de base, à excepção da tensão de cedência;
- A simulação dos ensaios na presença de defeitos revelou-se mais complexa, devido à forma, dimensão e posição do defeito e ainda à sua tipologia. Uma vez que a observação dos defeitos era feita num plano, o das fotomicrografias, era difícil conhecer a forma tridimensional do defeito e prever o seu comportamento quando sujeito a solicitações do tipo tracção ou flexão;
- A aplicação dos conceitos de mecânica da fractura à previsão da propagação de defeitos ajuda a compreender o modo de fractura. Para isso calculou-se o integral J na região do defeito para defeitos embebidos e o factor de intensidade de tensões para defeitos com abertura para a superfície. Este estudo implicou, no entanto, uma dificuldade acrescida na construção da malha para um problema já complexo e um aumento considerável no tempo de cálculo;
- Os resultados das modelações concordaram, na generalidade bastante bem com os resultados experimentais, no caso dos ensaios de tracção;
- No caso dos ensaios de flexão, as discrepâncias eram significativas, isto é, a diferença entre a força máxima e ângulo de dobragem medidos e calculados era da ordem dos 20%, embora inferior nalguns casos. Assim, assumiu-se uma camada superficial com propriedades mecânicas distintas das do material de base e de espessura variável. Esta camada é devida à força de forjagem do processo. Foram feitas novas modelações dos ensaios de flexão considerando a variação de espessura da camada superficial e das suas propriedades e ainda diferentes coeficientes de atrito entre a superfície e a ferramenta. Nestas condições, verificou-se uma boa aproximação entre resultados experimentais e computacionais.

**Palavras-chave:** Modelação, Soldadura por Fricção Linear, AA2024, Defeitos em Soldadura

## ABSTRACT

Friction Stir Welding is well implemented nowadays in a set of demanding situations requiring high quality levels, but the phenomena involved in the process are still under research, in order to:

- optimize the process, either studying the effect of processing parameters, or in the development of more performant tools
- modeling the welding process, both the material flow and mechanical behavior of welded joints.

The present work aimed to model the mechanical properties of welded joints by FSW in AA2024 alloy evaluated experimentally by tensile and bending tests. For the modeling, ABAQUS software was used, which is widely available at universities as IST.

From the modeling performed the following conclusions can be drawn:

- It was possible to reproduce the mechanical properties of base material using the model adopted with a minor error.
- The simulation of welded joints with defects was more difficult to model due to the type, shape, dimensions and orientation in 3D space of the defects. Since the experimental observation of defects was done in 2D using photomicrographies, it was hard to preview the behavior of defects under tensile or bending loads.
- Applying fracture mechanics concepts to defect propagation analysis helps in understanding the fracture mode. So, integral J was calculated in the vicinity of embedded defects and stress intensity factor for defects open to the surface. The complexity of the problem increased as well as the time of computation.
- The results obtained in the calculations agree in the most, with experimental results from tensile tests.
- In the case of bending tests, the discrepancies were significant, that is, the difference between the maximum load and bending angle measured and calculated was around 20%, though lower in some cases. It was considered a superficial layer with different mechanical properties and a variable thickness. This layer is originated by the forging force of the bending test. New simulations of bending tests were done considering a variation of properties and thickness of a superficial layer, as well as, different friction coefficient between the surface and the bending tool. Under these conditions a good approach was observed between experimental and computed results.

**Key- words: modelling, friction stir welding, AA2024 alloy, defects in FSW**





# ÍNDICE

AGRADECIMENTOS.....	1
RESUMO .....	2
ABSTRACT .....	3
ÍNDICE .....	5
LISTA DE FIGURAS.....	7
LISTA DE TABELAS.....	10
LISTA DE GRÁFICOS.....	11
1. ENQUADRAMENTO E OBJECTIVOS .....	13
2. A SOLDADURA POR FRICÇÃO LINEAR - SFL .....	14
2.1. DESCRIÇÃO DO PROCESSO .....	14
2.2. OUTRAS VARIANTES DA SFL .....	15
2.3. PARÂMETROS DE SOLDADURA .....	17
<i>Material da ferramenta</i> .....	18
<i>Geometria</i> .....	18
<i>Força vertical aplicada</i> .....	22
<i>Velocidade de rotação da ferramenta (w) e velocidade de translação da ferramenta (v)</i> .....	22
<i>Ângulo de inclinação da ferramenta em relação à superfície dos materiais (<math>\alpha</math>), altura de inserção do pino (t) e penetração da base no material (u)</i> .....	22
<i>Tempo de indentação do pino (te)</i> .....	23
<i>Tipos de juntas</i> .....	23
2.4. FLUXO DE MATERIAL .....	23
2.4.1. <i>Técnicas de visualização e de análise do fluxo</i> .....	23
2.4.1.1. Utilização de marcadores .....	23
2.4.1.2. Análise sem recurso a marcadores .....	26
2.4.1.3. Uso de materiais não metálicos .....	27
2.4.1.4. Resumo das técnicas de análise do fluxo em SFL.....	28
2.5. GERAÇÃO DE CALOR .....	31
2.6. MICROESTRUTURA DE UMA JUNTA EM ALUMÍNIO SOLDADA POR FRICÇÃO LINEAR .....	33
2.7. DEFEITOS FORMADOS DURANTE A SFL .....	34
3. MODELAÇÃO.....	38
3.1. MODELAÇÃO DO PROCESSO DE SFL .....	39
3.1.1. <i>Modelação analítica</i> .....	39
3.1.2. <i>Modelação numérica</i> .....	41
3.2. MODELAÇÃO DAS PROPRIEDADES MECÂNICAS DE UMA JUNTA SOLDADA .....	43
3.2.1. <i>Modelação analítica</i> .....	43
3.2.2. <i>Modelação numérica</i> .....	44
4. EXPERIMENTAÇÃO.....	46
4.1. MATERIAIS.....	46
4.2. SOLDADURA.....	47
4.3. CARACTERIZAÇÃO DAS JUNTAS SOLDADAS.....	48
5. MODELAÇÃO EFECTUADA.....	52
5.1. GEOMETRIA E DIMENSÃO DOS PROVETES .....	52
5.2. PROPRIEDADES MECÂNICAS.....	53
5.3. DEFINIÇÃO DA MALHA.....	54
5.4. DEFINIÇÃO DOS CONSTRANGIMENTOS .....	54
5.4.1 - <i>Ensaio de tracção</i> .....	54

5.4.2. Ensaio de flexão .....	55
<b>6. RESULTADOS E DISCUSSÃO .....</b>	<b>56</b>
6.1. ENSAIOS DE TRACÇÃO .....	56
6.1.1. <i>Provete de material base</i> .....	56
6.1.2. <i>Provete soldado sem defeitos</i> .....	58
6.1.3. <i>Provete soldado com defeito do tipo II</i> .....	62
6.1.3.1. Mecânica da fractura linear elástica, MFLE .....	66
6.1.3.2. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP .....	66
6.1.4. <i>Provete soldado com defeito do tipo III</i> .....	67
6.1.4.1. Mecânica da fractura linear elástica, MFLE .....	71
6.1.4.2. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP .....	73
6.2. ENSAIOS DE FLEXÃO .....	74
6.2.1. <i>Provete de material base</i> .....	74
6.2.2. <i>Provete soldado sem defeitos</i> .....	75
6.2.3. <i>Provete soldado com defeito do tipo II</i> .....	77
6.2.3.1. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP .....	79
6.2.4. <i>Provete soldado com defeito do tipo III</i> .....	80
6.2.4.1. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP .....	83
6.2.5. <i>Influência do atrito e das propriedades da superfície no ensaio de flexão</i> .....	84
<b>7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHO FUTURO .....</b>	<b>94</b>
<b>8. BIBLIOGRAFIA .....</b>	<b>96</b>
<b>9. ANEXOS .....</b>	<b>99</b>
9.1. ENSAIOS DE TRACÇÃO .....	99
9.2. ENSAIOS DE FLEXÃO .....	102

## LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – Esquema do funcionamento da SFL.....	14
Figura 2.2 – Diferentes fases da SFL .....	14
Figura 2.3 – Princípio básico do Re-StirTM.....	15
Figura 2.4 – Princípio básico do Double Side Stir .....	16
Figura 2.5 – Princípio básico do Parallel Twin-stirTM.....	16
Figura 2.6 – Princípio básico do Tandem Twin-stirTM .....	16
Figura 2.7 – Princípio básico do Staggered Twin-stirTM.....	17
Figura 2.8 – Protótipo de uma Twin-stirTM.....	17
Figura 2.9 – Parâmetros de soldadura .....	17
Figura 2.10 – Ferramenta de molibbdénio .....	18
Figura 2.11 – Variações do pino da ferramenta WhorlTM .....	20
Figura 2.12 – Exemplos de ferramentas convencionais.....	20
Figura 2.13 – Exemplo de uma ferramenta MX TrifluteTM .....	20
Figura 2.14 – Variantes do pino da ferramenta Flared-TrifluteTM .....	21
Figura 2.15 – Placas sobrepostas soldadas por uma ferramenta Flared-TrifluteTM.....	21
Figura 2.16 – Princípio básico de uma ferramenta A-SkewTM.....	21
Figura 2.17 – Variações do tipo de base .....	21
Figura 2.18 – Tipos de juntas mais frequentes na SFL.....	23
Figura 2.19 – Corte de uma soldadura parada através da técnica de stop-action.....	24
Figura 2.20 – Esquema com a posição e orientação dos marcadores .....	24
Figura 2.21 – Modelo de CT em 3D com diferentes transparências: a) Sem transparência, b) Meia transparência, c) Totalmente transparente.....	24
Figura 2.22 – Configuração das chapas de metal antes da soldadura. Antes da soldadura um fio contínuo foi colocado, num sulco, entre as chapas.....	25
Figura 2.23 – Radiografia de raio-x invertida das chapas soldadas. Entre as chapas foi colocado um fio de 25µm de tungsténio .....	25
Figura 2.24 – Posições das bolas de aço para a chapa de alumínio 6061-T6.....	25
Figura 2.25 – Desenhos feitos a partir de cada uma das radiografias do alumínio 6061-T6 .....	26
Figura 2.26 – Imagem antes e depois do tratamento.....	26
Figura 2.27 – Montagem experimental. A mesa foi colocada num determinado ângulo que a carga axial pode ser aumentada linearmente (entre 4 e 10,9KN) aumentando linearmente a interferência entre a ferramenta e o material a ser soldado.....	27
Figura 2.28 – Esquema do corte feita depois da soldadura.....	27
Figura 2.29 – Esquema do modelo de H.N.B. Schmidt para o fluxo à volta do pino .....	31
Figura 2.30 – Esquema dos três campos de fluxo incompressível da SFL: a) Rotação de corpo rígido, b) Translação uniforme, c) Vórtice em anel e d) A combinação dos fluxos anteriores que origina dois fluxos diferentes.....	31
Figura 2.31 – Esquema das zonas observadas numa junta soldada por FL .....	33
Figura 2.32 – Exemplo da evolução da microestrutura desenvolvida em cada uma das zonas indicadas na Fig.31 .....	33
Figura 2.33 - Efeito da razão velocidade de rotação/velocidade de translação da ferramenta no tamanho do grão para duas ligas série 2XXX e série 7XXX .....	34
Figura 2.34 – Defeito causado pelo excesso de calor .....	35
Figura 2.35 – Defeitos causados por calor insuficiente e por agitação anormal .....	35
Figura 2.36 – Aparência do defeito Lazy S.....	35
Figura 2.37 – Defeitos típicos na SFL .....	36
Figura 2.38 – Evolução dos defeitos como função da interacção da base da ferramenta com o material.....	37
Figura 3.1 – Formulações Euleriana, Lagrangeana e ALE.....	39
Figura 3.2 – O modelo de elementos finitos .....	40
Figura 3.3 – Modelo da distribuição do fluxo durante a SFL .....	41
Figura 3.4 – Modelo de elementos finitos utilizado para a análise de tensões residuais.....	41
Figura 3.5 – Geometria do modelo e condições fronteira .....	42
Figura 3.6 – Esquema e condições fronteira da ferramenta de soldadura .....	42
Figura 3.7 – Extensão plástica equivalente e microestrutura (exemplo).....	43

Figura 3.8 – Modelo de elementos finitos utilizado .....	43
Figura 3.9 – Resultados experimentais e simulados para um ensaio de flexão a 3 pontos: a) provete longitudinal e b) provete transversal .....	45
Figura 4.1 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0) .....	49
Figura 4.2 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II).....	49
Figura 4.3 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) .....	50
Figura 5.1 - Dimensões dos provetes utilizados nos ensaios de tracção .....	52
Figura 5.2 - Dimensões dos provetes utilizados nos ensaios de flexão .....	52
Figura 5.3 - Provede de tracção 2D com os constrangimentos aplicados .....	55
Figura 5.4 - Provede de flexão 2D com os constrangimentos aplicados.....	55
Figura 6.1 - Malha do provede 2D de material base .....	56
Figura 6.2 - Distribuição das tensões segundo x – provede 2D MB.....	58
Figura 6.3 - Distribuição das extensões segundo x – provede MB .....	58
Figura 6.4 - Malha do provede 2D SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0) .....	59
Figura 6.5 - Distribuição das tensões segundo x – provede 2D SFL 11.....	61
Figura 6.6 - Distribuição das tensões segundo x, no nugget – provede 2D SFL 11.....	61
Figura 6.7 - Distribuição das extensões segundo x – provede 2D SFL 11 .....	61
Figura 6.8 - Distribuição das extensões segundo x, no nugget – provede 2D SFL 11 .....	62
Figura 6.9 - Malha do provede 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II) .....	62
Figura 6.10 - Malha do provede 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II) .....	63
Figura 6.11 -Distribuição das tensões segundo x - provede 2D SFL 19 .....	64
Figura 6.12 -Distribuição das tensões segundo x, no defeito - provede 2D SFL 19 .....	65
Figura 6.13 - Distribuição das extensões segundo x - provede SFL 19 .....	65
Figura 6.14 - Distribuição das extensões segundo x, no defeito - provede SFL 19.....	65
Figura 6.15 - Malha do provede 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III).....	67
Figura 6.16 - Malha do provede 2D SFL 38 (defeito tipo III) - defeito na fronteira do nugget .....	67
Figura 6.17 - Malha do provede 2D SFL 38 (defeito tipo III) - defeito no nugget .....	68
Figura 6.18 - Distribuição das tensões segundo x - provede 2D SFL 38.....	70
Figura 6.19 - Distribuição das tensões segundo x, nos defeitos - provede 2D SFL 38 .....	70
Figura 6.20 - Distribuição das extensões segundo x - provede 2D SFL 38.....	70
Figura 6.21 - Distribuição das extensões segundo x, nos defeitos - provede SFL 38.....	71
Figura 6.22 - Malha do provede 2D de material base .....	74
Figura 6.23 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D MB .....	75
Figura 6.24 - Malha do provede 2D SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0).....	76
Figura 6.25 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL 11.....	77
Figura 6.26 - Malha do provede 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II) .....	77
Figura 6.27 - Malha do provede 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II) .....	78
Figura 6.28 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL 19.....	79
Figura 6.29 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL 19.....	79
Figura 6.30 - Malha do provede 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III).....	80
Figura 6.31 - Malha do provede 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) – defeito na fronteira do nugget.....	81
Figura 6.32 - Malha do provede 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) – defeito no nugget .....	81
Figura 6.33 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL 38.....	82
Figura 6.34 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL 38.....	83
Figura 6.35 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D MB com um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies .....	86
Figura 6.36 – Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D MB material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies .....	87
Figura 6.37 – Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D MB material base com 393MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies .....	87
Figura 6.38 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL11 com 75,8MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies .....	90
Figura 6.39 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL11 com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies .....	91
Figura 6.40 - Distribuição das tensões Von Mises – provede 2D SFL11 com 327,7MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies .....	91
Figura 9.1 - Resultados dos ensaios de tracção ao material base no provede 1 .....	99
Figura 9.2 - Resultados dos ensaios de tracção ao material base no provede 2 .....	99

Figura 9.3 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 10_0 .....	99
Figura 9.4 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 11_0 .....	99
Figura 9.5 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 14_0 .....	99
Figura 9.6 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 19_II	100
Figura 9.7 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 20_II	100
Figura 9.8 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 21_II	100
Figura 9.9 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 39_III .....	100
Figura 9.10 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 44.1_III .....	100
Figura 9.11 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 44.2_III .....	101
Figura 9.12 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão: a) MB; b) Cordões de soldadura isentos de defeitos .....	102
Figura 9.13 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão de cordões de soldadura com defeito na raiz do tipo II .....	102
Figura 9.14 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão de cordões de soldadura com defeito do tipo III.....	102

## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Influência da geometria da ferramenta na SFL.....	19
Tabela 2.2 – Diversos estudos sobre o fluxo na SFL.....	30
Tabela 4.1 - Composição Química.....	46
Tabela 4.2 - Propriedades Mecânicas .....	46
Tabela 4.3 - Propriedades Térmicas .....	46
Tabela 4.4 - Temperaturas de Tratamento Térmico para a liga AA2024-T4 .....	46
Tabela 4.5 - Combinações de pinos e bases ensaiadas.....	47
Tabela 4.6 - Tabela de resumo da nomenclatura de defeitos.....	48
Tabela 4.7 - Compilação dos resultados obtidos nos ensaios estáticos de tracção uniaxial.....	50
Tabela 4.8 - Compilação das características das superfícies e classificação do tipo de rotura obtidos .....	51
Tabela 4.9 - Compilação dos resultados obtidos nos ensaios estáticos de flexão .....	51
Tabela 5.1 - Valores inseridos no ABAQUS.....	53
Tabela 5.2 – Deslocamentos aplicados .....	55
Tabela 5.3 – Deslocamentos aplicados .....	55
Tabela 6.1 – Comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D .....	57
Tabela 6.2 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 11.....	60
Tabela 6.3 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 19.....	64
Tabela 6.4 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 38.....	69
Tabela 6.5 – Comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D .....	75
Tabela 6.6 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 11.....	76
Tabela 6.7 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 19.....	78
Tabela 6.8 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 38.....	82
Tabela 6.9 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,4 .....	84
Tabela 6.10 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,5 .....	85
Tabela 6.11 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,5 .....	85
Tabela 6.12 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) - coeficiente atrito 0,4.....	88
Tabela 6.13 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) - coeficiente atrito 0,5.....	88
Tabela 6.14 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) – coeficiente atrito 0,6.....	89
Tabela 6.15 – Influência das propriedades da camada superficial e coeficiente de atrito no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear com defeito na raiz (SFL 19).....	92
Tabela 6.16 – Influência das propriedades da camada superficial e coeficiente de atrito no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear com defeito em volume (SFL 38).....	93

## LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 2.1 – Efeito da relação da velocidade de rotação/velocidade de translação da ferramenta na temperatura máxima de vários alumínios .....	22
Gráfico 6.1 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D MB.....	56
Gráfico 6.2 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D MB .....	57
Gráfico 6.3 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D .....	57
Gráfico 6.4 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 11 .....	59
Gráfico 6.5 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 11 .....	60
Gráfico 6.6 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 11 .....	60
Gráfico 6.7 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 19.....	63
Gráfico 6.8 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 19 .....	63
Gráfico 6.9 – Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 19 .....	64
Gráfico 6.10 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X).....	66
Gráfico 6.11 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x) .....	66
Gráfico 6.12 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 38.....	68
Gráfico 6.13 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 38.....	69
Gráfico 6.14 – Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 38.....	69
Gráfico 6.15 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) – defeito na fronteira do nugget .....	70
Gráfico 6.16 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) - 0º - defeito no nugget .....	73
Gráfico 6.17 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) - 90º - defeito no nugget .....	73
Gráfico 6.18 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget.....	73
Gráfico 6.19 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito no nugget.....	74
Gráfico 6.20 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D MB.....	75
Gráfico 6.21 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 11 .....	76
Gráfico 6.22 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 19 .....	78
Gráfico 6.23 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x) .....	80
Gráfico 6.24 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 38.....	82
Gráfico 6.25 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget.....	83
Gráfico 6.26 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito no nugget.....	83
Gráfico 6.27 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base, sem camada superficial, com um coeficiente de atrito de 0,4, 0,5 e 0,6 entre superfícies.....	85
Gráfico 6.28 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies .....	86
Gráfico 6.29 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 393MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies .....	87
Gráfico 6.30 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL11, sem camada superficial, com um coeficiente de atrito de 0,4, 0,5 e 0,6 entre superfícies.....	89
Gráfico 6.31 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 75,8MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies .....	90
Gráfico 6.32 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies .....	90



Gráfico 6.33 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 327,7MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies ..... 90

Gráfico 6.34 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x) - provete 2D SFL 19 ..... 92

Gráfico 6.35 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget - provete 2D SFL 38 ..... 93

# 1. ENQUADRAMENTO E OBJECTIVOS

As ligas de Alumínio são muito usadas na indústria em aplicações que requerem boa resistência mecânica e à corrosão aliada a baixo peso.

Existe uma grande diversidade de ligas de alumínio, com características de soldabilidade distintas, embora de um modo geral, apresentem problemas de soldabilidade quando soldadas por fusão devido às suas propriedades termo-físicas, nomeadamente, à condutividade térmica e coeficiente de expansão térmica linear.

Com o desenvolvimento da soldadura por fricção linear (SFL), tem-se assistido à substituição da soldadura por fusão por este novo processo no estado sólido, que permite obter boas soldadura, isentas de deformações e distorções.

O facto das ligas de alumínio não serem muito duras e terem baixa resistência ao desgaste faz com que o tempo de vida das ferramentas usadas na soldadura por fricção linear seja elevado, o que justifica o interesse deste processo quando aplicado a estes materiais.

A SFL está já bem implementada num conjunto de aplicações exigentes que requerem elevados níveis de qualidade. Contudo, os fenómenos envolvidos no processo estão ainda em fase de estudo existindo uma comunidade científica muito relevante dedicada ao estudo do processo nas suas diversas vertentes, como sejam, entre outras:

- na compreensão dos mecanismos intervenientes na soldadura,
- na optimização do processo, quer no estudo do efeito dos parâmetros operatórios, quer no desenvolvimento de novas ferramentas mais performantes,
- na aplicação a materiais de difícil soldabilidade como as ligas de magnésio,
- na exploração de novas aplicações para além da soldadura como o processamento por fricção linear (FSP),
- na modelação do processo de soldadura, como sejam a modelação dos fluxos de material,
- na modelação do comportamento mecânico de juntas soldadas.

Este trabalho visa contribuir para uma melhor compreensão da soldadura por fricção linear aplicada a ligas de Al da série 2XXX, através da modelação das propriedades mecânicas das juntas soldadas, com e sem defeitos.

## 2. A SOLDADURA POR FRICÇÃO LINEAR - SFL

### 2.1. Descrição do processo

A Soldadura por Fricção Linear (SFL) é um processo de ligação no estado sólido que foi patenteado pelo TWI (*The Welding Institute*) em 1991. Este processo de soldadura não necessita de material de adição nem a fusão dos materiais para efectuar a união entre os mesmos. A SFL consiste na soldadura por acção conjunta do calor, originado pela deformação do material, e pressão, originada pela rotação de uma ferramenta na junta (fig. 2.1). O resultado é o amaciamento e deformação dos materiais na vizinhança da ferramenta e consequente alteração da microestrutura dos mesmos, nas zonas a unir.

A soldadura, por este processo, é formada pela introdução e posterior movimento de uma ferramenta cilíndrica, rígida, não consumível e rotativa, constituída por um pino e uma base, entre duas chapas em contacto. A ferramenta move-se continuamente ao longo da junta sempre sob influência de uma força vertical (fig. 2.2). A ferramenta através do movimento de rotação e translacção, em conjunto com a deformação plástica originada, vai desenvolvendo calor. O aquecimento local amacia o material na vizinhança da ferramenta que com a rotação da mesma movimentada o material da frente para trás do pino, promovendo a ligação dos materiais e produzindo a junta.

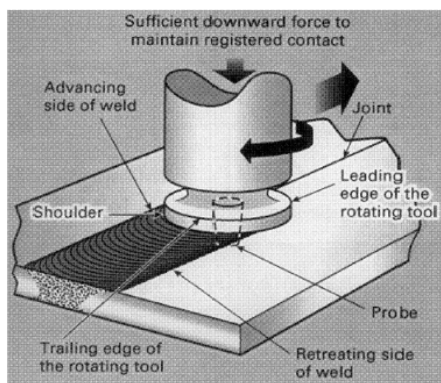


Figura 2.1 – Esquema do funcionamento da SFL

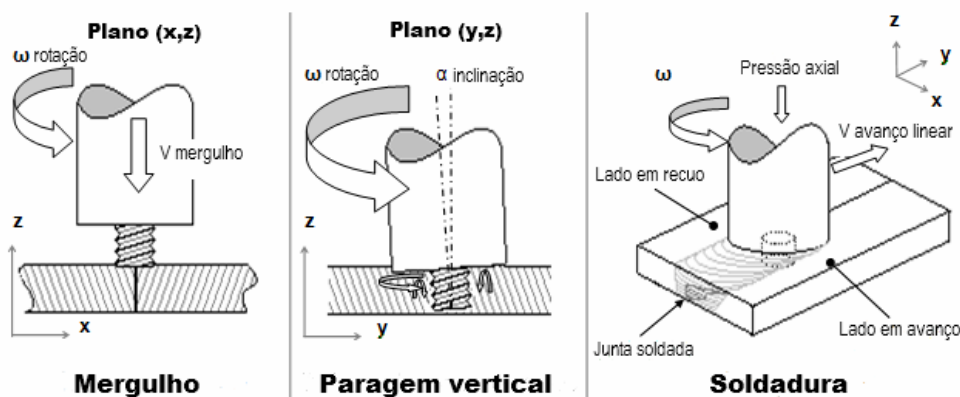


Figura 2.2 – Diferentes fases da SFL

Este processo tem diversas vantagens [1], como sejam:

- Evita os problemas causados pela soldadura por fusão dos materiais, como a diminuição da zona de soldadura e fissuração durante a solidificação, formação de porosidades (devidas à volatilização de elementos de baixo ponto de fusão), libertação de gases e salpicos;
- Reduz a distorção uma vez que o processo se desenrola no estado sólido;
- Evita a formação de porosidades e de óxidos localizados, uma vez que a ferramenta

rotativa os dispersa;

- Não é necessária limpeza prévia das superfícies;
- Conduz a excelentes propriedades metalúrgicas da junta soldada;
- Não necessita de material de adição;
- Não necessita de protecção de gás durante a soldadura de alumínio;
- Permite a soldadura em qualquer posição;
- Tem boa repetibilidade do processo;
- Não existe a necessidade de tratamentos posteriores da soldadura;
- Consegue unir metais diferentes entre si como aço, cobre ou alumínio, bem como de espessuras diferentes.

Estas características permitem que se consiga soldar materiais de difícil soldabilidade como o alumínio [2]. Este foi o primeiro material em que se utilizou SFL, pelo facto de ser macio e não causar excessivo desgaste da ferramenta. É possível juntar peças de alumínio com espessuras que variem entre os 1,2mm e os 75mm sem qualquer preparação e numa única passagem.

A SFL tem porém algumas desvantagens, como sejam:

- A necessidade de as peças estarem bem apertadas durante a soldadura;
- Não permite produzir juntas em que seja necessário material de adição;
- Deixa sempre um furo quando a ferramenta é retirada. O furo no entanto pode ser “enchido” ou então ser cortada a parte do material que o contém;
- A geometria do pino e o diâmetro da base variam conforme a espessura a soldar;
- Não é um processo adequado à soldadura de aços, ou outros materiais duros, devido ao desgaste rápido da ferramenta e ao seu custo.

## 2.2. Outras variantes da SFL

Nos últimos anos têm surgido diversas variantes da SFL [3], como sejam:

- *Re-Stir<sup>TM</sup>* (fig. 2.3) – este processo é similar ao convencional, porém a ferramenta muda constantemente o sentido de rotação depois de uma ou mais rotações. Estão em estudo outras variantes que envolvem a separação da base e do pino. A rotação destes é feita no mesmo sentido, mas a velocidades diferentes.

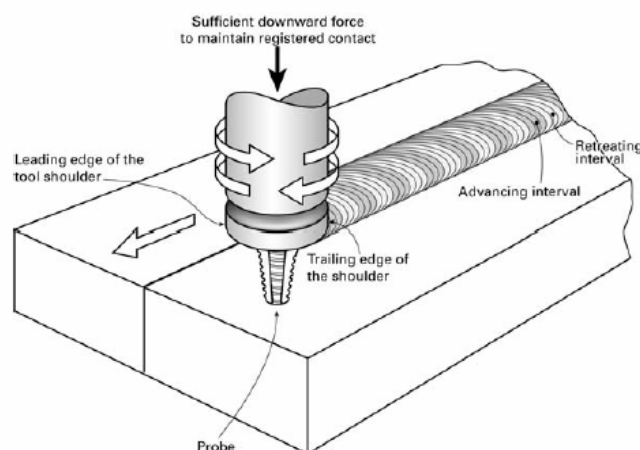


Figura 2.3 – Princípio básico do Re-Stir<sup>TM</sup>

- *Multi-Stir*, *Double Side Stir* e *Twin-Stir<sup>TM</sup>* – têm o mesmo princípio que a SFL convencional. A grande diferença reside no uso de duas ou mais ferramentas em simultâneo.

a) *Multi-Sir* – como o nome indica pressupõe o uso de mais do que uma ferramenta.

Poderá trazer vantagens como aumento da produtividade, reduzir assimetrias e reduzir os momentos provocados.

b) *Double Side Stir* (fig. 2.4) – implica o uso de duas ferramentas em lados opostos. Pode trazer vantagens como redução do momento na soldadura e distribuição de calor mais uniforme.

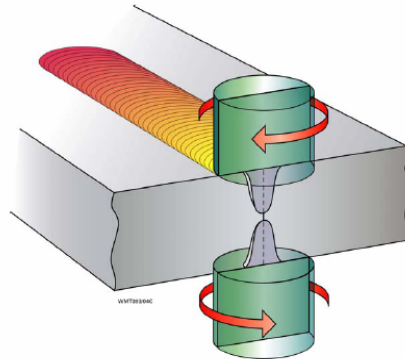


Figura 2.4 – Princípio básico do Double Side Stir

c) *Twin-Stir*<sup>TM</sup> (fig. 2.5 a 2.8) – implica o uso de duas ferramentas no mesmo lado da chapa que podem estar distribuídas de inúmeras maneiras. As distribuições em estudo actualmente no TWI são:

c.1) *Parallel Twin-stir*<sup>TM</sup> (fig. 2.5) – permite que os defeitos associados às juntas sobrepostas fiquem entre as duas soldaduras. Pode provocar uma redução de espessura da chapa.

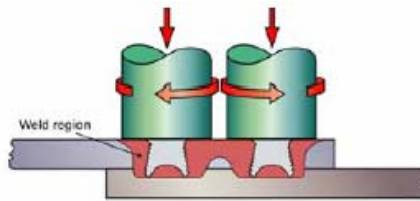


Figura 2.5 – Princípio básico do *Parallel Twin-stir*<sup>TM</sup>

c.2) *Tandem Twin-stir*<sup>TM</sup> (fig. 2.6) – tem como grande vantagem a melhoria da soldadura, devido à dispersão e fragmentação de qualquer óxido que não tenha sido atingido pela primeira ferramenta. Como a segunda ferramenta passa por material amaciado anteriormente não precisa de ser tão robusta.

As ferramentas podem, ou não, ter o mesmo sentido de rotação e diferentes velocidades, dependendo das circunstâncias.

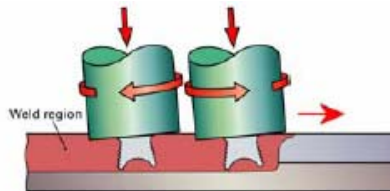


Figura 2.6 – Princípio básico do *Tandem Twin-stir*<sup>TM</sup>

c.3) *Staggered Twin-stir*<sup>TM</sup> (fig. 2.7) – tem como vantagens o aumento da zona de soldadura, maior dispersão dos óxidos e porosidades na área de passagem comum às duas ferramentas e redução de zonas de redução de espssura. Na fig. 2.8 apresenta-se um protótipo de uma ferramenta deste tipo.

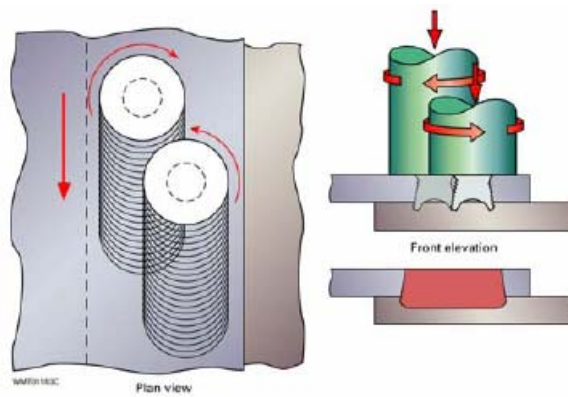


Figura 2.7 – Princípio básico do Staggered Twin-stir™



Figura 2.8 – Protótipo de uma Twin-stir™

### 2.3. Parâmetros de soldadura

Como em todos os processos que envolvem trabalho em metais, a geometria e material da ferramenta têm uma importância fulcral no próprio processo. Uma ferramenta adequada pode melhorar a microestrutura da junta soldada e a velocidade de soldadura. Porém esses não são os únicos parâmetros que influenciam a qualidade da soldadura. Na *Fig. 2.9* ilustram-se os diferentes parâmetros intervenientes e a controlar numa soldadura por fricção linear.

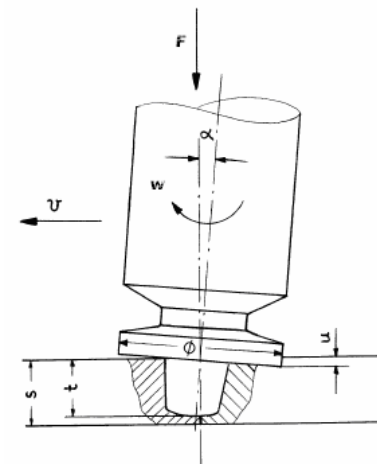


Figura 2.9 – Parâmetros de soldadura

Existem diversos parâmetros que podem alterar a qualidade da soldadura (*fig. 2.9*), como sejam:

- Material da ferramenta
- Geometria da ferramenta (base e pino)
- Força vertical aplicada: durante a indentação do pino e durante o

movimento transversal

- Velocidade de rotação da ferramenta ( $w$ )
- Velocidade de translação da ferramenta ( $v$ )
- Ângulo de inclinação da ferramenta em relação à superfície dos

materiais ( $\alpha$ )

- Altura de inserção do pino ( $t$ )
- Penetração da base no material ( $u$ )

Outros parâmetros a considerar são ainda:

- Tempo de indentação do pino ( $t_e$ )
- Tipo de juntas (topo a topo, sobrepostas, etc)

## Material da ferramenta

A escolha do material da ferramenta depende principalmente da resistência ao desgaste necessária às temperaturas de trabalho. É importante que a ferramenta não se desgaste, não sofra flexão ou fracture. Em ligas de alumínio mais convencionais é, geralmente, utilizado aço ferramenta para fabricar o pino. Em ligas mais duras ou outros casos especiais tem de se utilizar ferramentas feitas em ligas de materiais como o molibdénio (*fig. 2.10*). [4]



Figura 2.10 – Ferramenta de molibdénio

## Geometria

Como já foi referido anteriormente as ferramentas para o uso em soldadura por fricção linear são constituídas por duas partes: o pino e a base (“*shoulder*”). Tanto o pino como a base vão estar em contacto com os materiais originando calor por fricção, assim o seu tamanho e geometria são importantes, pois é necessário que o movimento do material na junta seja facilitado. Então, a maioria dos pinos utilizados são roscados e as bases côncavas, de modo a evitar a expulsão do material da junta e originar defeitos.

Na tabela seguinte resumem-se as principais geometrias das ferramentas usadas em SFL e o seu efeito na qualidade das juntas.

GEOMETRIA DA FERRAMENTA					
Base			Pino		
Planicidade	Plana	a) Material escoado sem direcção; b) + material que se escapa; c) + formação de rebarba.	Conicidade	Cilíndrico	a) - fluxo vertical (forjagem); b) - resistência da junta; c) + existência lacunas de material.
	Concâva	a) Material escoado com direcção; b) - material que se escapa; c) - formação de rebarba.		Cónico	a) + fluxo vertical (forjagem); b) + resistência da junta; c) – existência lacunas de material.
Superfície	Lisa	a) Necessidade de ângulo de ataque.	Superfície	Lisa	a) Pior transporte vertical de cima para baixo; b) - resistência da junta; c) + existência lacunas de material.
	Estriada	a) Sem ângulo de ataque; b) Condições estáveis e admissíveis de soldadura.		Roscada	a) Melhor transporte vertical de cima para baixo; b) + resistência da junta. c) – existência lacunas de material.
Estrias	Em espiral	a) + direcção material para o centro da base.	Rosca de passo	Constante	a) – forjamento.
	Concêntricas	a) - direcção material para o centro da base.		Decrescente	a) + forjamento.
Navalha	Com	a) Cordão isento de rebarba.	Faces	Axissimétrico	a) + força linear de avanço; b) - dispersão dos óxidos superficiais.
	Sem	b) Possibilidade de rebarba.		Facetado	a) – força linear de avanço; b) + dispersão dos óxidos superficiais.
			Facetamento ou abertura de canais	Facetamento com faces Direitas	a) – forjamento.
				Abertura de Canais em Espiral	a) + forjamento.
			Extremidade	Plana	a) Forjamento não tão eficaz.
				Convexa	a) Forjamento mais eficaz.

Tabela 2.1 – Influência da geometria da ferramenta na SFL [5]

Desde o início do desenvolvimento da SFL, que o TWI começou a utilizar ferramentas de diferentes geometrias de forma a melhorar o processo. Apesar de ser um processo recente, existe uma evolução significativa no desenho das ferramentas.

Exemplos de ferramentas desenvolvidas são ilustrados nas figuras seguintes:

- *Whorl<sup>TM</sup>* (fig. 2.11) – em comparação com as ferramentas convencionais cilíndricas (fig.



2.12) reduz o material movido em cerca de 60%. Este tipo de ferramenta reduz a força de soldadura, facilita o fluxo de material deformado plasticamente e o efeito em espiral descendente e aumenta a interface entre o pino e material, aumentando a geração de calor.

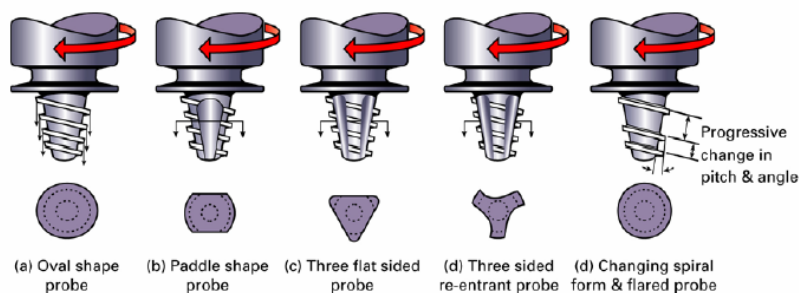


Figura 2.11 – Variações do pino da ferramenta *Whorl™*

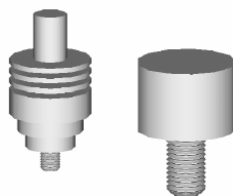


Figura 2.12 – Exemplos de ferramentas convencionais

- *MX Triflute™* (fig. 2.13) – em comparação com as ferramentas convencionais cilíndricas reduz o material movido em cerca de 70%. Esta ferramenta é uma variante da *Whorl™*. Tem o mesmo tipo de princípio da anterior, mas consegue produzir uma soldadura mais estreita e uniforme.

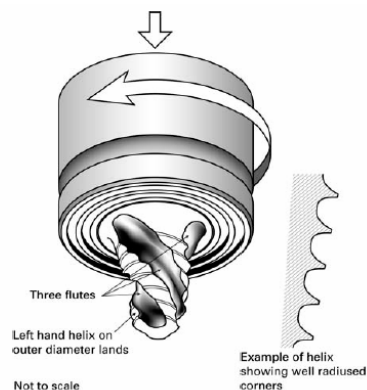


Figura 2.13 – Exemplo de uma ferramenta *MX Triflute™*

- *Flared-Triflute™* (fig. 2.15) – é normalmente utilizada na união de placas sobrepostas (fig. 2.14). Melhora o fluxo de material à volta e sob o pino, aumenta a região de soldadura como resultado da geometria do pino, favorece a fragmentação e dispersão de óxidos e tem uma acção de forjamento na base da soldadura que melhora a sua qualidade.

Esta ferramenta tem como vantagens em relação às ferramentas convencionais:

- O aumento da velocidade de soldadura em mais de 100%;
- A redução em cerca de 20% da força axial;
- Aumento da região de soldadura;
- Redução da espessura da chapa superior num factor de 4, contudo, origina a diminuição das propriedades de flexão;
- Melhoria das propriedades na junta.

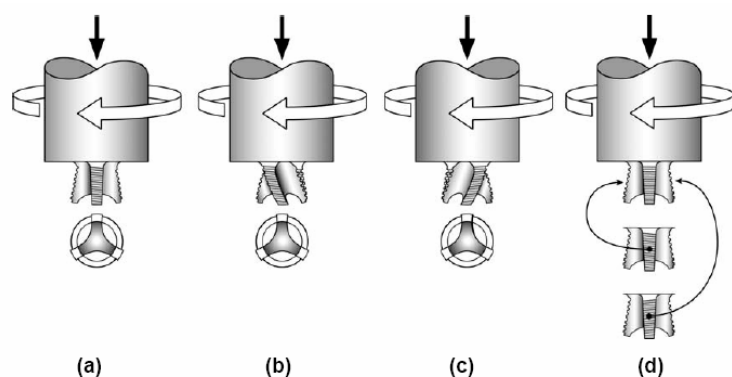


Figura 2.14 – Variantes do pino da ferramenta *Flared-Triflute*<sup>TM</sup>

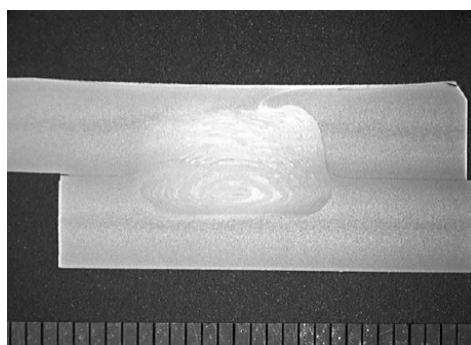


Figura 2.15 – Placas sobrepostas soldadas por uma ferramenta *Flared-Triflute*<sup>TM</sup>

- *A-Skew*<sup>TM</sup> (fig. 2.16) – tem a mesma aplicação, princípio de funcionamento e vantagens da *Flared-Triflute*<sup>TM</sup>. A grande diferença está na geometria do pino. Este é angulado na *A-Skew*<sup>TM</sup> de forma a aumentar a região de soldadura.

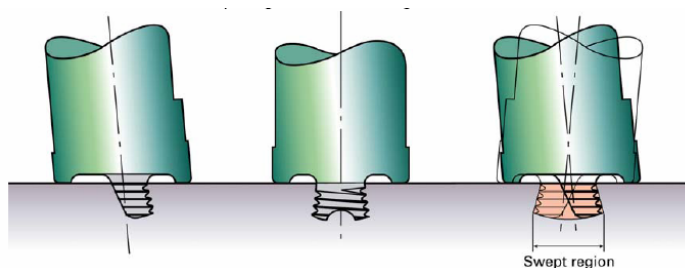


Figura 2.16 – Princípio básico de uma ferramenta *A-Skew*<sup>TM</sup>

- Variações do tipo de base (fig. 2.17) – foram desenhados para diferentes materiais e condições e têm como objectivo “capturar” o material deformado plasticamente, de forma a melhorar o acoplamento ferramenta-material.

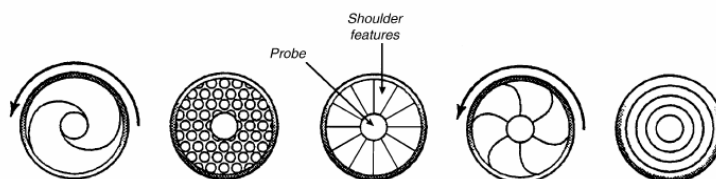


Figura 2.17 – Variações do tipo de base

## Força vertical aplicada

A força vertical aplicada é diferente em dois momentos: durante a penetração do pino e durante o movimento transversal.

Durante a penetração do pino a força deve ser suficiente para a inserção total do mesmo, mas não demasiada para que a base seja inserida.

Durante o movimento transversal a força aplicada é normalmente constante. Devido a variações na superfície de soldadura a força pode variar. Sem um controlo preciso de posição pode originar-se uma perda de qualidade da junta e na textura da superfície. A oscilação da ferramenta pode originar instabilidade e como resultado a formação de defeitos.

## Velocidade de rotação da ferramenta ( $\omega$ ) e velocidade de translação da ferramenta ( $v$ )

A rotação da ferramenta provoca o movimento do material à volta do pino deformando-o plasticamente. Essa deformação provoca o aumento da temperatura.

A translação movimenta o material da frente para trás do pino.

Em ambos os casos, as velocidades estão relacionadas com a fricção e, consequentemente com a temperatura nos materiais. Segundo um estudo feito por Arbegast e Hartley [6], para uma ferramenta de determinado geometria e penetração, a temperatura máxima está relacionada com a velocidade de rotação ( $\omega$ ) e a velocidade de translação ( $v$ ) (gráfico 2.1). Em resultado de várias experiências com diferentes ligas alumínios chegaram à relação:

$$\frac{T}{T_m} = K \left( \frac{\omega^2}{v \times 10^4} \right)^\alpha,$$

Onde  $\alpha$  varia entre 0,04 e 0,06, a constante  $K$  entre 0,65 e 0,75 e  $T_m$  (°C) é a temperatura de fusão [4].

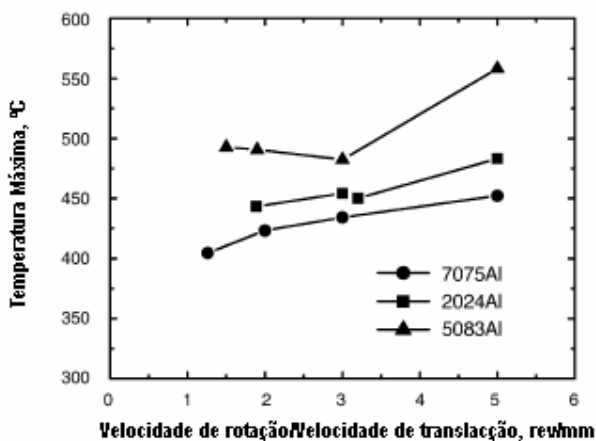


Gráfico 2.1 – Efeito da relação da velocidade de rotação/velocidade de translação da ferramenta na temperatura máxima de vários alumínios [4]

## Ângulo de inclinação da ferramenta em relação à superfície dos materiais ( $\alpha$ ), altura de inserção do pino ( $t$ ) e penetração da base no material ( $u$ )

O ângulo de inclinação ( $\alpha$ ) da ferramenta apropriado, permite que a base consiga mover o material mais eficazmente. Este por sua vez está relacionado com a geometria da ferramenta. Uma base com superfície estriada não precisa habitualmente de um ângulo de inclinação.

A altura de inserção do pino ( $t$ ) é outra característica importante. Se o pino não estiver totalmente inserido a base não ficará em contacto com o material e não o conseguirá mover eficazmente. Se ocorrer o contrário a base vai inserir-se no material originando uma soldadura côncava e o “emagrecimento” das placas ou chapas soldadas.

A penetração da base no material ( $u$ ) relaciona-se com os dois parâmetros anteriores.

### Tempo de indentação do pino ( $t_e$ )

É o período desde o momento do contacto do pino ao início do movimento transversal. Durante este período o material em redor do pino é amaciado e o fluxo estabilizado. Um tempo de indentação demasiado curto pode originar defeitos no início da soldadura [7]. Este parâmetro não afecta a soldadura ao longo do seu movimento transversal.

### Tipos de juntas

Na *figura 2.18* apresentam-se os tipos de juntas mais frequentes na SFL. Normalmente este tipo de juntas não oferecem dificuldades desde que as peças estejam bem seguras antes da soldadura. Não é preciso também preparação antes da soldadura (excepto para grandes espessuras) nem preocupação com a limpeza das superfícies.

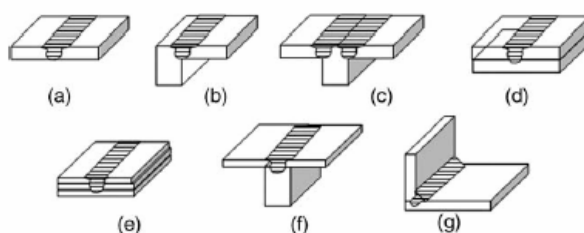


Figura 2.18 – Tipos de juntas mais frequentes na SFL

## 2.4. Fluxo de material

O conhecimento do escoamento do material e do processo de deformação são actualmente algo limitados e difíceis de prever. Existem muitos factores que podem alterar o escoamento, como a geometria da ferramenta, a velocidade de rotação e transversal da mesma, o material a soldar, etc. Entender este processo é fundamental para se conseguir soldaduras livres de rebarba e de defeitos. Assim surgiram diversos estudos e técnicas de visualização que permitiram compreender o movimento do material durante a soldadura.

### 2.4.1. Técnicas de visualização e de análise do fluxo

Apesar das diferentes técnicas existentes, pode-se considerar que existem duas formas elementares de análise do fluxo: com e marcadores.

#### 2.4.1.1. Utilização de marcadores

É a técnica mais desenvolvida e consiste na utilização de materiais com propriedades suficientemente distintas das do material base, que são embebidos no mesmo. Este tipo de técnica facilita a visualização do fluxo, porém a inserção de um material diferente pode afectar o mesmo [18].

Nalguns estudos é utilizada uma folha de cobre que é colocada entre a superfície das peças a serem soldadas. J.C. Mclure *et al* [8] e M. Guerra *et al* [9] utilizam este marcador desta forma num alumínio 6061. A paragem da ferramenta foi feita de forma manual e súbita (*stop-action* - ver *figura 2.19*). Assim é possível visualizar o fluxo na periferia da ferramenta.

No final as peças foram cortadas, polidas e contrastadas com reagente de Keller para análise visual.

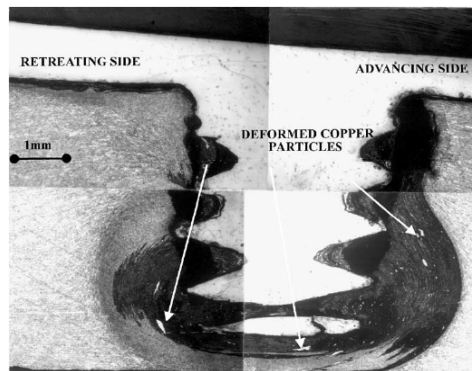


Figura 2.19 – Corte de uma soldadura parada através da técnica de *stop-action* [8]

Num estudo mais recente com uma liga de alumínio 2024-T3, H.N. Schmidt *et al* [10] utilizaram o mesmo tipo de marcador, mas a tira foi colocada longitudinal e transversalmente à linha de soldadura (figura 2.20). Utilizaram igualmente a paragem súbita e a análise do fluxo foi feita utilizando uma combinação de raios-X, CT (*computer tomography* – ver figura 2.21) e ensaios de metalografia.

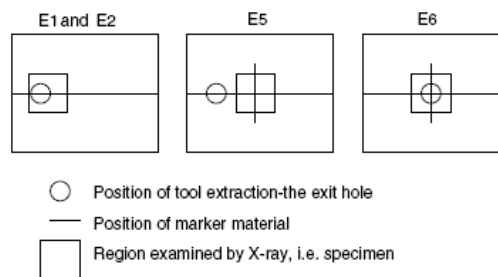


Figura 2.20 – Esquema com a posição e orientação dos marcadores [10]

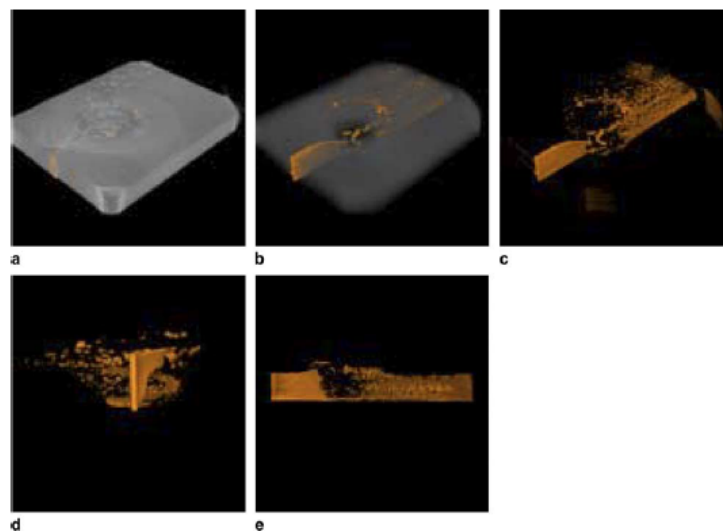


Figura 2.21 – Modelo de CT em 3D com diferentes transparências: a) Sem transparência, b) Meia transparência, c) Totalmente transparente

Schneider *et al.* [11] utilizaram a mesma técnica num alumínio 2195-T81, mas com fios de tungsténio de 25µm de diâmetro e de de chumbo com 250 µm de diâmetro, em vez de uma folha, de forma a conseguir visualizar o fluxo de material na região não simétrica do nugget.

O fio foi colocado num sulco entre as chapas antes da soldadura (figura 2.22 e 2.23). A análise foi feita recorrendo a raios-X e CT.

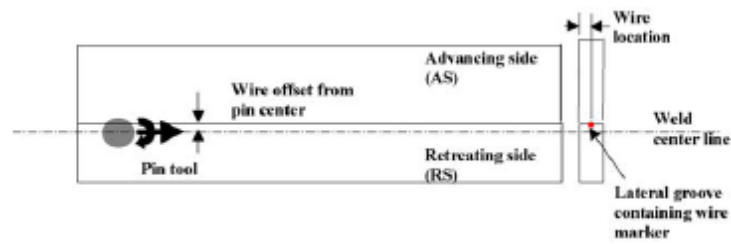


Figura 2.22 – Configuração das chapas de metal antes da soldadura. Antes da soldadura um fio contínuo foi colocado, num sulco, entre as chapas.

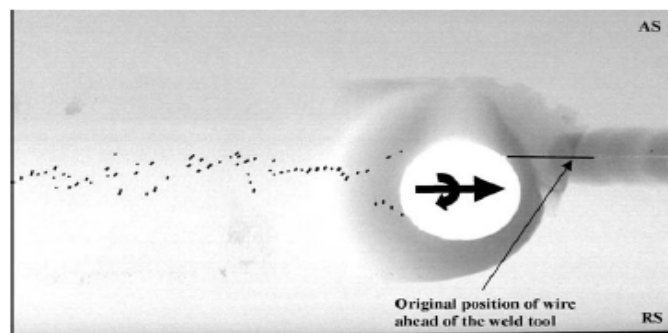


Figura 2.23 – Radiografia de raio-x invertida das chapas soldadas. Entre as chapas foi colocado um fio de 25µm de tungstênio

K. Colligan [12] utilizou bolas de aço que foram inseridas em diferentes posições e profundidades (figura 2.24) em alumínios 6061-T6 e 7075-T6. Usou a paragem *stop-action* e a visualização do fluxo foi feita recorrendo a raios-X (figura 2.25).

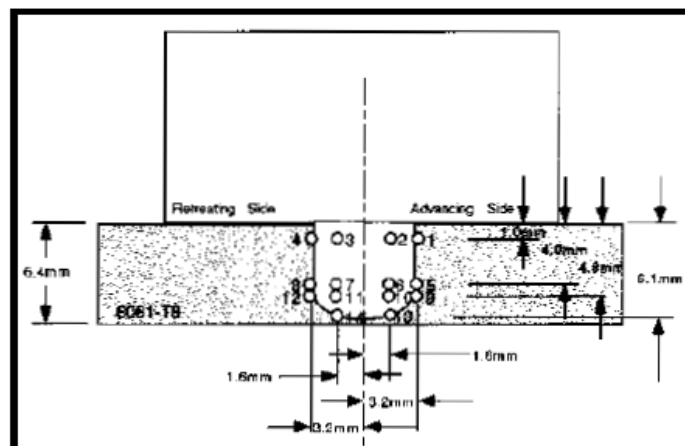


Figura 2.24 – Posições das bolas de aço para a chapa de alumínio 6061-T6

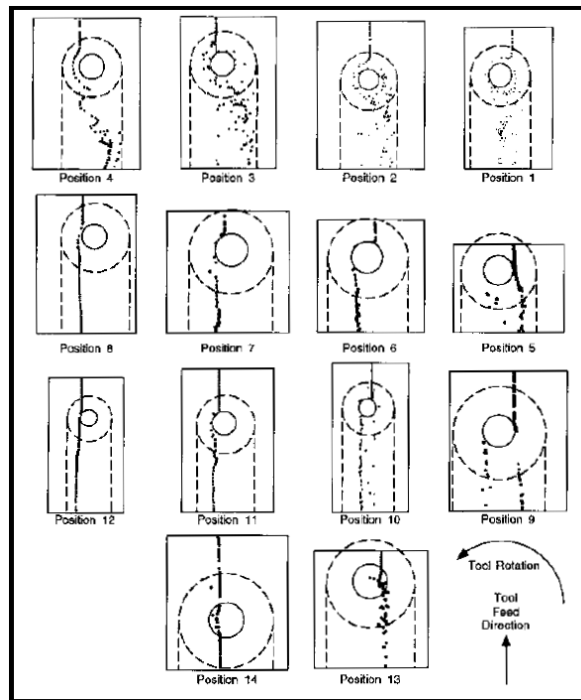


Figura 2.25 – Desenhos feitos a partir de cada uma das radiografias do alumínio 6061-T6

Muito recentemente, Hamilton *et al.* [13] recorreram a placas de latão como marcador, na análise do fluxo num alumínio 6061-T6 extrudido. A visualização da distribuição dos pedaços de latão foi feita utilizando três tipos de análise visual: microscopia óptica, microscopia electrónica de varrimento (SEM) e microscopia electrónica de transmissão (TEM).

#### 2.4.1.2. Análise sem recurso a marcadores

Devido à possibilidade dos marcadores poderem afectar o fluxo, alguns estudos usam técnicas alternativas. Tipicamente a análise do fluxo é feita recorrendo a ensaios de metalografia, algo que usando marcadores nem sempre é necessário, e a visualização é muito complicada.

Sinha *et al.* [14] fizeram um estudo do fluxo originado pela acção cortante da base da ferramenta. Não entraram em consideração com o fluxo originado pela extrusão do material, em regime plástico, à volta do pino. O objectivo foi quantificar o fluxo transferido e determinar o seu efeito na resistência da soldadura. Não recorreram a qualquer marcador. Efectuaram testes de tracção a provetes de alumínio 6063-T4 soldado e capturaram imagens das fracturas. A análise foi feita recorrendo ao Matlab e usando técnicas de filtragem e tratamento de imagem (ver figura 2.26).

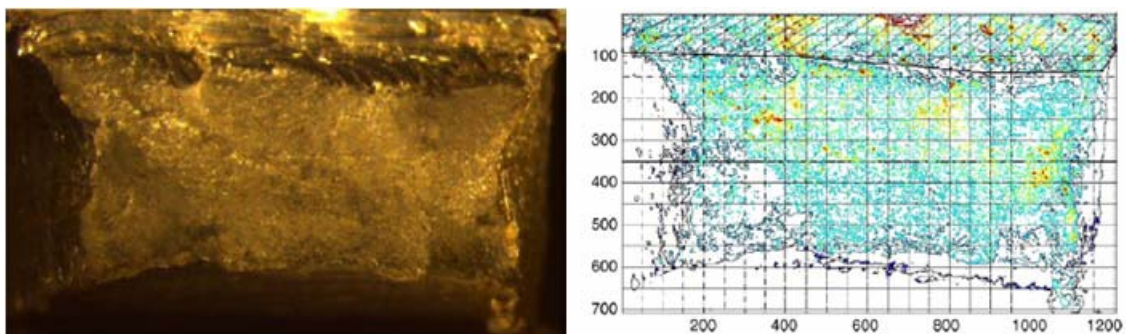
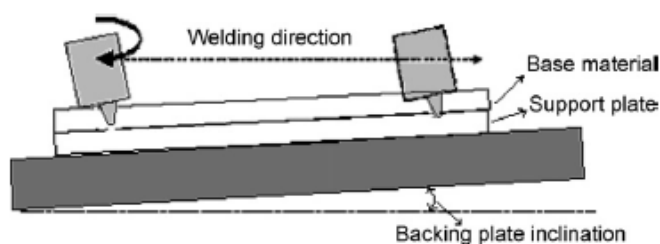


Figura 2.26 – Imagem antes e depois do tratamento

Zhang Hua *et al.* [15] analisaram o fluxo na liga de magnésio AZ31 através de técnicas de

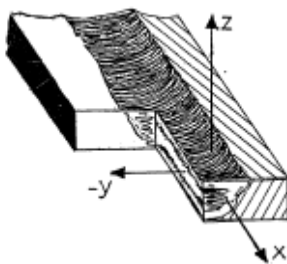
metalografia polindo as superfícies cortadas com uma solução de 10 ml de ácido nítrico e 90 ml de etanol. As superfícies foram posteriormente molhadas numa solução de 3g ácido maleico, 2 ml ácido nítrico e 100 ml de água. O objectivo foi estudar o efeito da velocidade da soldadura na distribuição do fluxo.

K.Kumar *et al.* [16] fizeram um estudo do fluxo na SFL baseado na análise dos mecanismos de soldadura e formação de defeitos. A experiência foi realizada para que a interacção entre a ferramenta e o material aumentasse progressivamente aumentando a área de contacto da base com a superfície do material. Isto foi conseguido obrigando a mesa a formar um ângulo em relação à linha de soldadura (ver *figura 2.27*). Assim conseguiram analisar a influência do pino e da base separadamente. A análise foi feita recorrendo a ensaios de metalografia.



**Figura 2.27 – Montagem experimental.** A mesa foi colocada num determinado ângulo que a carga axial pode ser aumentada linearmente (entre 4 e 10,9KN) aumentando linearmente a interferência entre a ferramenta e o material a ser soldado

Ying Li *et al.* [17] e [18] realizaram dois estudos do fluxo na SFL de um alumínio 2024-T4 com um 6061-T6. Neste caso o recurso a marcadores não era tão fundamental já que a soldadura de alumínio diferentes facilita a visualização do fluxo. A análise foi efectuada através do corte das peças soldadas e ensaios de metalografia (ver *figura 2.28*).



**Figura 2.28 – Esquema do corte feita depois da soldadura**

#### **2.4.1.3. Uso de materiais não metálicos**

B.C. Liechty *et al.* [19] recorrem a um processo diferente e que não se inclui nos dois grupos anteriores. Neste estudo recorreram a plasticina como material análogo aos metais. A plasticina tem sido usada para modelar a extrusão de metais pois o seu comportamento de tensão-extensão a elevadas tensões-extensões e temperaturas é similar ao dos metais. Através do uso de plasticinas de cores diferentes conseguiram visualizar o fluxo e a mistura das diferentes regiões. Neste estudo observaram que as características de deformação da plasticina, durante a soldadura, são comparáveis com as verificadas nos estudos do fluxo do alumínio.



#### 2.4.1.4. Resumo das técnicas de análise do fluxo em SFL

A partir dos vários estudos ([8] a [19]) existentes podem-se retirar as seguintes observações em relação ao fluxo de material em ligas de alumínio:

Estudo	Ano	Material	Técnicas de visualização	Observação do fluxo de material
Ying Li, L.E. Murr e J.C. McClure [17] e [18]	1999	AA2024 com AA6061	- Não usa marcador - Metalografia	- A soldadura destes dois alumínio origina padrões com vórtices, espirais e remoinhos característicos da mistura caótica-dinâmica; - Estes padrões variam com a velocidade de rotação e ligeiras alterações da geometria do eixo da ferramenta.
K. Colligan [12]	1999	AA6061-T6 e AA7075-T6	- Uso de marcador: bolas de aço - Paragem <i>stop-action</i> - Raio-x	- Nem todo o material influenciado pelo pino é movido; - O material movido pelo pino tem origem na região superior e é obrigado a descer até ser depositado no nugget; - O restante material é movido por extrusão à volta do lado em recuo, com sentido ascendente.
J.C. McClure, E. Coronado, S. Aloor, B. Nowak, L.M. Murr e A.C. Nunes, Jr. [8]	Depois de 2001	AA6061-T6	- Uso de marcador: folha de cobre - Paragem <i>stop-action</i> - Metalografia	- O material do lado em avanço é transportado por detrás do pino através de uma região que roda com o pino. Este material movimenta-se para cima e para baixo em vórtice; - Este movimento em vórtice é o que estabiliza o movimento rotacional. Um movimento rotacional pouco desenvolvido origina má soldaduras.
M. Guerra, C. Schmidt, J.C. McClure, L.E. Murr e A.C. Nunes [9]	2003	AA6061	Uso de marcador: folha de cobre - Paragem <i>stop-action</i> - Metalografia	- O material é movido à volta do pino por dois processos: a) O material no lado em avanço entra numa zona de rotação que roda à volta do pino. Este material é altamente deformável e liberta-se atrás do pino formando padrões em arco; b) O material no lado em recuo fica em suspensão, mas não roda à volta do pino. Este material vai-se acumulando no lado em recuo do pino. - Estes dois processos levam à formação de materiais com propriedades termomecânicas muito diferentes; - Existe um grande movimento vertical ou em vórtice dentro da zona de rotação, causado pela rosca do pino. O material que entra nesta zona segue uma trajectória helicoidal resultante do movimento de rotação, movimento vertical e o movimento de translação do pino; - O material perto da superfície move-se sob a influência da base em vez do pino.

Estudo	Ano	Material	Técnicas de visualização	Observação do fluxo
H.N.B. Schmidt, T.L. Dickerson e J.H. Hattel [10]	2006	AA2024-T3	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Uso de marcador: tira de cobre</li> <li>- Paragem <i>stop-action</i></li> <li>- Raio-x, CT e metalografia</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- O material quando entra em contacto com o pino e a base deflete à volta do lado em recuo, na direcção de rotação;</li> <li>- Ao mesmo tempo o material à frente do pino é extrudado para cima, na região superior da chapa;</li> <li>- Nas regiões inferiores, algum material flui para debaixo do pino;</li> <li>- Atrás do pino forma-se uma cavidade que é preenchida por material proveniente do lado em recuo;</li> <li>- No estudo, o marcador de cobre depositou-se com pequenas distâncias entre cada segmento, resultado de uma deposição cíclica. Isto é resultado, muito provavelmente, da mudança das condições de contacto como efeitos de <i>slip</i> (escorregamento), <i>stick</i> ou ambos;</li> <li>- Como resultado deste estudo, e de outros estudos computacionais, os autores dividiram o fluxo em 3 zonas diferentes (ver <i>figura 2.29</i>): <ul style="list-style-type: none"> <li>a) Zona de rotação – a zona na camada limite mais próxima do pino e que é constituída pelo fluxo de rotação. O fluxo de rotação é constituído pelo material que passou o lado em avanço da camada limite, isto é, o fluxo de rotação é igual ao fluxo em avanço;</li> <li>b) Zona de transição – a zona na camada limite entre a zona de rotação e a fronteira da camada limite e que é constituída pelo fluxo de transição. O fluxo de transição é constituído pelo material que entra na camada limite no lado mais avançado, isto é, o fluxo de transição no lado em recuo é igual ao fluxo de soldadura;</li> <li>c) Zona de deflecção – camada caracterizada pela baixa deformação existente à volta da zona de transição. O material no lado mais avançado da zona de deflecção entra na zona de transição. O material no lado em recuo e avanço da zona de deflecção não entra na zona de transição. Este material corresponde à zona termo-mecanicamente afectada à volta do nugget.</li> <li>d) O fluxo de soldadura situa-se à frente da camada limite e tem a velocidade da soldadura.</li> </ul> </li> </ul>
Judy Schneider, Ronald Beshears e Arthur C. Nunes Jr [11]	2006	AA2195-T81	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Uso de marcador: fio de tungsténio e de chumbo</li> <li>- Raio-x e CT</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- O fluxo pode ser decomposto em 3 partes (<i>fig.2.30</i>): <ul style="list-style-type: none"> <li>a) Rotação de corpo rígido – é constituída pelo material de soldadura que roda com o pino. Este material forma um cilindro em rotação que acompanha o pino. Existe um ligeiro aumento da espessura do cilindro, no lado em recuo, que acomoda a transferência de metal para trás do pino. O raio deste cilindro de material aumenta gradualmente quando se aproxima da base da ferramenta;</li> <li>b) Translação uniforme – representa a velocidade transversal da ferramenta;</li> <li>c) Vórtice em anel – este fluxo circula o pino e move o material para a superfície, para perto da base, para dentro e depois de novo para a região inferior do pino. Este fluxo tem uma velocidade baixa e contínua.</li> </ul> </li> <li>- Este modelo não explica no entanto tudo. No estudo, o marcador de chumbo dispersou-se em arcos com espaçamentos. Os autores concluíram que provavelmente o campo de rotações à volta da ferramenta oscila. Isto é resultado, muito provavelmente, de perda de contacto com o metal ou de um efeito <i>slick-slip</i> no limite da base da ferramenta.</li> </ul>

Estudo	Ano	Material	Técnicas de visualização	Observação do fluxo
Preetish Sinha, S. Muthukumar e S.K. Mukherjee [14]	2007	AA6063-T4	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Não usa marcador</li> <li>- Captura de imagem de fracturas de provetes</li> <li>- Matlab e tratamento e filtragem das imagens</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Estudo apenas do fluxo originado pela acção cortante da base da ferramenta;</li> <li>- Este fluxo ocorre no material que sofre extrusão provocada pelo pino;</li> <li>- A velocidade de rotação, velocidade linear e comprimento do pino da ferramenta afectam esse fluxo.</li> </ul>
K. Kumar e Satish V. Kailas [16]	2007	AA7020-T6	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Não usa marcador</li> <li>- Metalografia</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Existem dois tipos de fluxo: o originado pela base e o originado pelo pino. O pino origina um fluxo por camadas enquanto que a base origina um fluxo em bloco;</li> <li>- O fluxo na SFL ocorre em dois modos diferentes:               <ul style="list-style-type: none"> <li>a) O material movimentado pela base empurra o material no lado em avanço e o material movimentado pelo pino</li> <li>b) As fronteiras entre camadas no material movimentado pelo pino são eliminadas.</li> </ul> </li> </ul>
Zhang Hua, Wu Huiqiang, Huang Jihua, Lin Sanbao e Wu Lin [15]	2007	AZ31	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Não usa marcador</li> <li>- Metalografia</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Existem dois tipos de fluxo:               <ul style="list-style-type: none"> <li>a) Um do lado em avanço. Este fluxo é o que define a existência ou não de defeitos;</li> <li>b) Outro do lado em recuo.</li> </ul> </li> </ul>
B.C. Liechty e B.W. Webb [19]	2007	Plasticina	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Uso de marcador: plasticina de diferente cor</li> <li>- Corte e observação visual</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>- As características de deformação, durante a soldadura, da plasticina são comparáveis com as verificadas nos estudos do fluxo do alumínio;</li> <li>- Se a velocidade de rotação da ferramenta for suficientemente elevada o fluxo vai variar conforme a profundidade da ferramenta;</li> <li>- Aumentando a profundidade de penetração da ferramenta, maior a influência da base o que leva à formação de rebarba. A velocidades elevadas isto leva a uma mistura do lado em avanço/recuo na região superior da soldadura;</li> <li>- Quando não existe formação de rebarba forma-se uma área aproximadamente elíptica no centro da soldadura;</li> <li>- Existe um grande movimento vertical durante a soldadura;</li> <li>- A velocidades elevadas, o material em contacto com o pino dá várias voltas à volta do mesmo. Esta região de rotação é arrastada com o pino durante uma distância de vários diâmetros do pino.</li> </ul>

**Tabela 2.2 – Diversos estudos sobre o fluxo na SFL**

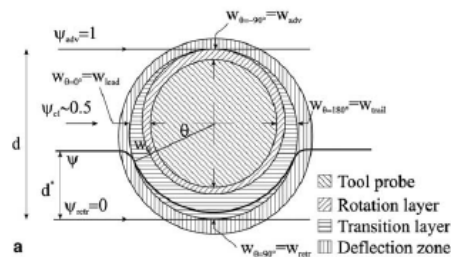


Figura 2.29 – Esquema do modelo de H.N.B. Schmidt et al [10] para o fluxo à volta do pino

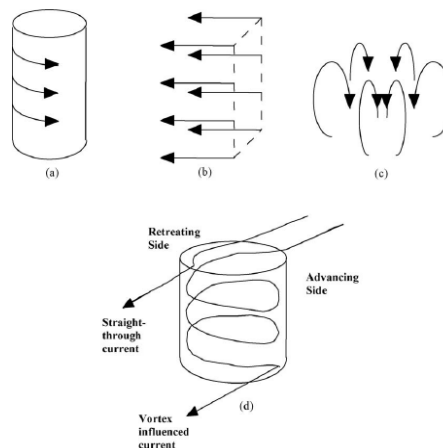


Figura 2.30 – Esquema dos três campos de fluxo incompressível da SFL: a) Rotação de corpo rígido, b) Translação uniforme, c) Vórtice em anel e d) A combinação dos fluxos anteriores que origina dois fluxos diferentes

## 2.5. Geração de calor

Como já foi referido anteriormente existem duas fontes de calor no processo: o calor originado pela fricção entre a ferramenta e a peça e o originado pela deformação plástica do material. A maioria do calor durante a soldadura é originado pela deformação plástica, e apenas entre 2% a 20% é originado pela fricção da ferramenta com a peça.

Tal como para o fluxo do material, existem diversos modelos quanto à geração de calor. Apresentam-se alguns modelos matemáticos que têm sido usados por diversos investigadores no estudo da SFL:

### 1 - Modelo de M Song e R Kovacevic [20]:

Pressupostos do modelo:

- Toda a energia é convertida em calor e aplicada nos materiais;
- A deformação na superfície superior é desprezável;
- O calor originado por fricção do pino é desprezável;
- O pino tem a forma de um cilindro.

Resultados matemáticos:

- Calor gerado pela base:

$$q_i = 2\pi\mu F_n R_i N$$

Onde  $F_n$  é a força normal aplicada à área de trabalho,  $N$  a velocidade de rotação,  $R_i$  a

distância do ponto calculado ao eixo da ferramenta e  $\mu$  é o coeficiente de fricção.

- Calor gerado pelo pino:

$$Q_{\text{pin}} = 2\pi r_p h \bar{Y} \frac{V_m}{\sqrt{3}} + \frac{2\mu Y \pi r_p h V_{rp}}{\sqrt{3}(1 + \mu^2)} + \frac{4F_p \mu V_m \cos \theta}{\pi}$$

Onde:

$$\theta = 90^\circ - \lambda - \tan^{-1}(\mu)$$

$$V_m = \frac{\sin \lambda}{\sin(180^\circ - \theta - \lambda)} v_p$$

$$V_{rp} = \frac{\sin \theta}{\sin(180^\circ - \theta - \lambda)} v_p$$

$$v_p = r_p \omega$$

Onde:

$r_p$  é o raio do pino,  $h$  a espessura do material a ser soldado,  $\bar{Y}$  é a tensão média do material,  $F_p$  a força de translação durante a soldadura e  $\lambda$  o ângulo helicoidal da rosca.

## 2 - Modelo de Schmidt *et al.* [6]:

Este modelo ao contrário do anterior considera o calor originado pelas condições de paragem (*sticking*) e escorregamento (*sliding*). As expressões são respectivamente:

$$Q_{\text{total, sticking}} = \frac{2}{3} \pi \frac{\sigma_{\text{yield}}}{\sqrt{3}} \omega ((R_{\text{shoulder}}^3 - R_{\text{probe}}^3)(1 + \tan \alpha) + R_{\text{probe}}^3 + 3R_{\text{probe}}^2 H_{\text{probe}}),$$

$$Q_{\text{total, sliding}} = \frac{2}{3} \pi \mu p \omega ((R_{\text{shoulder}}^3 - R_{\text{probe}}^3)(1 + \tan \alpha) + R_{\text{probe}}^3 + 3R_{\text{probe}}^2 H_{\text{probe}}),$$

$$Q_{\text{total}} = \frac{2}{3} \pi \left( \delta \frac{\sigma_{\text{yield}}}{\sqrt{3}} + (1 - \delta) \mu p \right) \omega ((R_{\text{shoulder}}^3 - R_{\text{probe}}^3)(1 + \tan \alpha) + R_{\text{probe}}^3 + 3R_{\text{probe}}^2 H_{\text{probe}}),$$

Onde:

$Q$  é calor total gerado,  
 $\sigma_{\text{yield}}$  é a tensão de cedência,  
 $\omega$  a velocidade de rotação,  
 $R_{\text{shoulder}}$  o raio da base,  
 $R_{\text{probe}}$  o raio do pino,  
 $\alpha$  o ângulo do cone da base,  
 $H_{\text{probe}}$  a altura da base,  
 $p$  a pressão de contacto,  
 $\delta$  a variável do estado de contacto.

3 – A equação geralmente utilizada para a geração de calor é dada por [34]:

$$Q_{\text{total}} = \delta Q_{\text{sticking}} + (1 - \delta) Q_{\text{sliding}}$$

$$= \frac{2}{3} \pi \omega [\delta \tau_{\text{yield}} + (1 - \delta) \mu p] \left[ (R_{\text{shoulder}}^3 - R_{\text{probe}}^3) \right.$$

$$\left. (1 - \tan \alpha) + R_{\text{probe}}^3 + 3 R_{\text{probe}}^2 H \right],$$

Onde:

$Q$  é calor total gerado,  $\sigma_{\text{yield}}$  é a tensão de cedência,  $\omega$  a velocidade de rotação,  $R_{\text{shoulder}}$  o raio da base,  $R_{\text{probe}}$  o raio do pino,  $\alpha$  o ângulo do cone da base,  $H_{\text{probe}}$  a altura da base,  $p$  a pressão de contacto e  $\delta$  a variável do estado de contacto.

Em qualquer dos casos, os resultados experimentais mostraram que as equações descrevem minimamente o processo de geração de calor.

Observando os diferentes modelos verifica-se que:

- A geração de calor depende da velocidade de rotação da ferramenta;
- A geometria da ferramenta é fundamental na quantidade de calor gerado;
- A geração de calor depende do coeficiente de fricção.

## 2.6. Microestrutura de uma junta em alumínio soldada por fricção linear

As juntas soldadas por fricção linear apresentam, tipicamente, 4 zonas distintas com características microestruturais distintas. A *figura 2.31* apresenta um esquema destas zonas numa junta topo a topo e a *figura 2.32* ilustra as microestruturas desenvolvidas durante a SFL numa liga de alumínio.

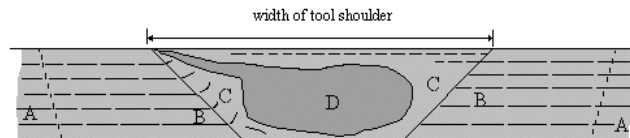


Figura 2.31 – Esquema das zonas observadas numa junta soldada por FL

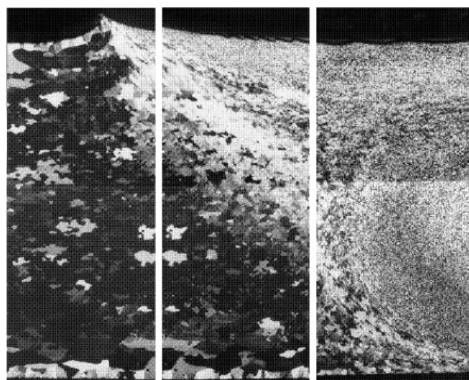


Figura 2.32 – Exemplo da evolução da microestrutura desenvolvida em cada uma das zonas indicadas na Fig.31 [21]

A – material inalterado – o material não sofre alterações resultantes do calor nem é deformado plasticamente.

B – zona afectada termicamente (ZAT) – o material nesta zona não sofre qualquer tipo de

deformação plástica apesar de já ser afectado pelo calor. Mantém o mesmo tipo de grão que o material inalterado. Pode no entanto ocorrer a formação de precipitados (dependendo do material soldado).

C – zona afectada termomecanicamente (ZATM) – o material sofre um tratamento térmico similar ao nugget, porém não sofre tanta deformação plástica. Não ocorre cristalização e o grão do material distribui-se de forma alongada à volta do nugget (*fig. 32*). Ocorre também dissolução de precipitados.

D – “Nugget” – esta zona sofre recristalização originando uma microestrutura de grão fino resultante da intensa deformação plástica e do calor. O tamanho do grão é maior junto ao topo da soldadura diminuindo junto à base. Existem estudos [6] que indicam que o tamanho do grão, para além de estar relacionado com o ciclo térmico, é influenciado pela rotação e velocidade de deslocamento transversal da ferramenta (*figura 2.33*)

Normalmente o nugget tem uma forma de bacia ou elíptica dependente da rotação e velocidade transversal da ferramenta.

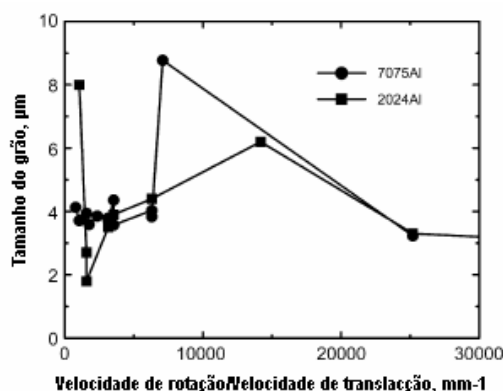


Figura 2.33 - Efeito da razão velocidade de rotação/velocidade de translação da ferramenta no tamanho do grão para duas ligas série 2XXX e série 7XXX

## 2.7. Defeitos formados durante a SFL

Apesar da SFL resolver muitos dos problemas provocados pela soldadura por fusão nos alumínio, podem ocorrer diferentes tipos de defeitos durante a SFL.

Segundo um estudo realizado por Y.G. Kim *et al.* [22], dependendo das condições da soldadura, podem ocorrer três tipos diferentes de defeitos:

- Excesso de rebarba (*fig. 2.34*) – este tipo de defeito surge geralmente quando existem grandes velocidades de rotação e baixas velocidades de translação. É provocado pelo amolecimento do material devido à grande quantidade de calor entregue;

- Cavidade (*fig. 2.35*) – este tipo de defeito surge geralmente quando existem baixas velocidades de rotação e elevadas velocidades de translação e, portanto, o calor é insuficiente.

- Cavidade (*fig. 2.35*) – é formada com elevadas velocidades de rotação e translação. Pensa-se que este tipo de defeito resulte da diferença de temperatura entre a parte superior da chapa, perto da superfície, e a parte inferior e ainda devido a agitação anormal.

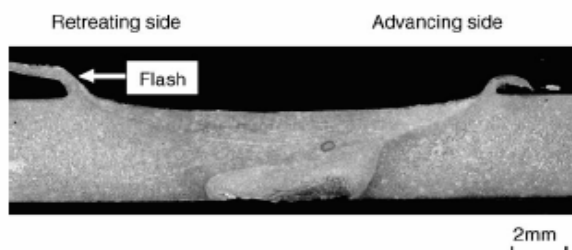


Figura 2.34 – Defeito causado pelo excesso de calor

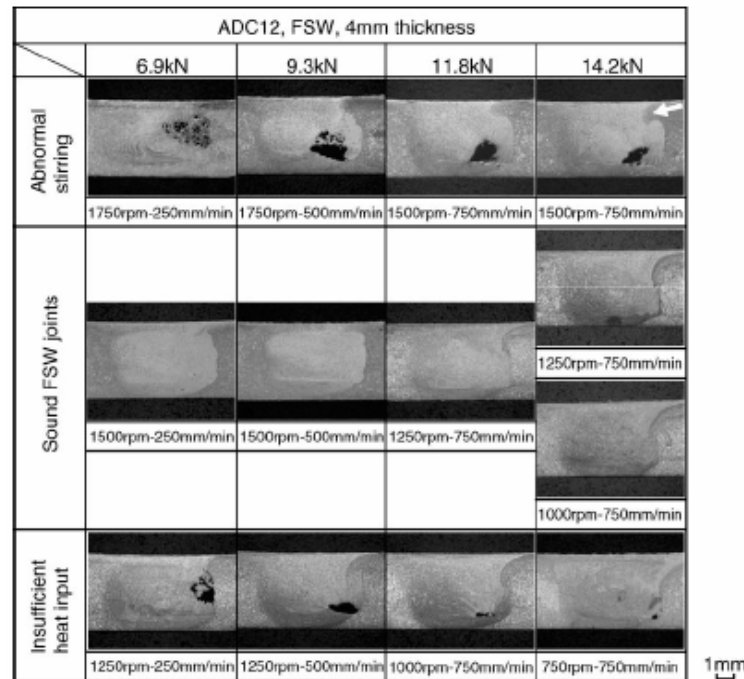


Figura 2.35 – Defeitos causados por calor insuficiente e por agitação anormal

Hua-Bin Chen *et al.* [23] realizaram um estudo sobre os defeitos típicos na SLF de um alumínio 5456 e chegaram às seguintes conclusões:

- A formação de canais ou outros defeitos é devida ao ângulo de inclinação da ferramenta. O ângulo da ferramenta é essencial na quantidade de calor entregue ao material e na posição dos defeitos na soldadura. Para ângulos muito baixos ( $\alpha \leq 1,5^\circ$ ), o material em estado plástico, não consegue fluir convenientemente e ser levado até ao final do pino. Para ângulos muito elevados ( $\alpha \geq 4,5^\circ$ ), pode existir formação de rebarba no lado em recuo e faltar material suficiente que encha a cavidade na zona do nugget;
- A formação do defeito *kissing-bond* (defeito de raiz) é devido a um ângulo da ferramenta baixo ( $\alpha = 25^\circ$ ) e provoca uma diminuição da tensão de rotura;
- A formação do defeito *Lazy S* (figura 2.36) é devido à mistura caótica da camada de óxidos na superfície de soldadura do alumínio 5456. Este defeito pode reduzir consideravelmente a ductilidade da junta.

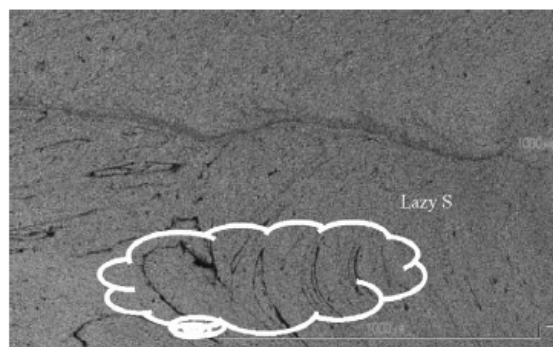


Figura 2.36 – Aparência do defeito *Lazy S*

Segundo W.J. Arbegast [24] os vários defeitos que ocorrem na SFL estão relacionados com a geometria ou com o fluxo (figura 2.37):

- Os defeitos relacionados com a geometria, como a falta de fusão ou penetração, ocorrem devido à falta de penetração da ferramenta ou junção das peças feita de forma



inapropriada;

- Os defeitos relacionados com o fluxo ocorrem fora dos parâmetros aceitáveis de soldadura, em condições muito quentes ou muito frias. Em condições muito quentes com paragem (*stick*) o fluxo excessivo de material origina formação de rebarba, esfolamento da superfície de soldadura e colapso do nugget. Em condições muito frias com escorregamento (*slip*) a falta de fluxo origina vazios, *wormholes* ou falta de consolidação.

Assim as condições ideais de soldadura verificam-se a uma temperatura em que o fluxo *stick-slip* ocorre normalmente e o fluxo de material à frente do pino está em balanço com o fluxo na região livre atrás do mesmo.

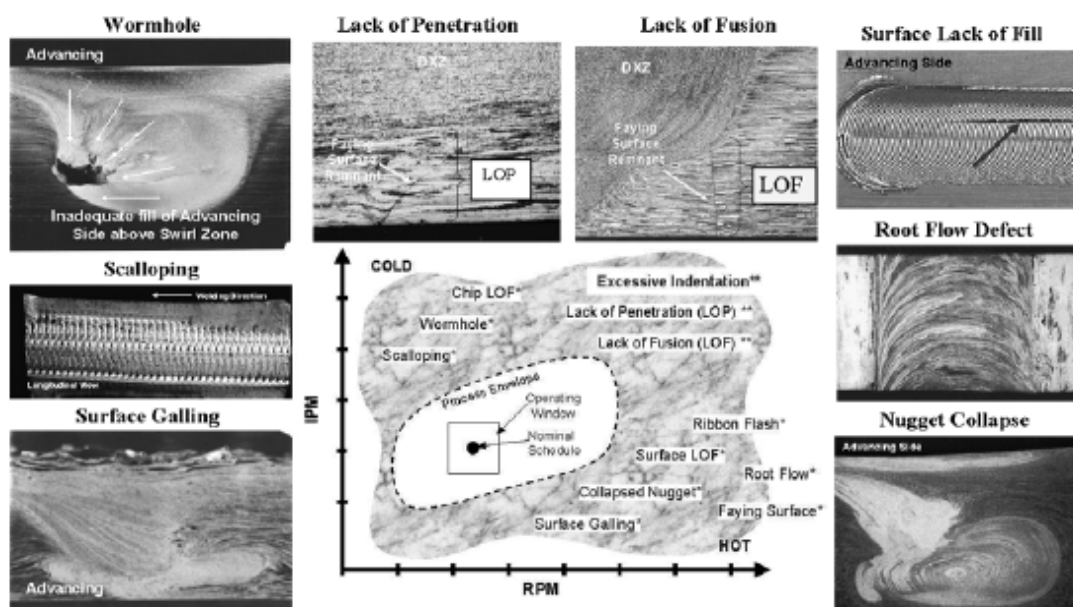


Figura 2.37 – Defeitos típicos na SFL

Sinha *et al.* [14] verificaram que o fluxo originado pela acção cortante da base da ferramenta aumenta a compacidade da soldadura e elimina os defeitos, melhorando as propriedades do material.

V. Balasubramian [25] fez um estudo sobre a relação das propriedades do material base com os parâmetros da SFL e verificou que a tensão de cedência, a ductilidade e a dureza das ligas de alumínio têm um papel fundamental na qualidade da soldadura e na formação de defeitos. Neste estudo Balasubramian estabeleceu várias co-relações empíricas entre estas propriedades e os parâmetros de soldadura.

Num estudo sobre o papel da ferramenta da SFL no fluxo de material e na formação da soldadura K. Kumar *et al.* [16] demonstraram que a base da ferramenta tem influência na formação de defeitos. Nos ensaios efectuados, demonstraram que quando a base não conseguia chegar ao lado em avanço da soldadura surgia um vazio no nugget (*figura 2.38*). Estes investigadores concluíram que a causa para o aparecimento deste defeito era devida à falta de capacidade que a base tinha para confinar o material transferido na zona da soldadura. A maioria deste material era perdido como rebarba deixando cavidades por preencher. Demonstraram também que a força axial ideal, para a montagem feita, era de 8,1kN.

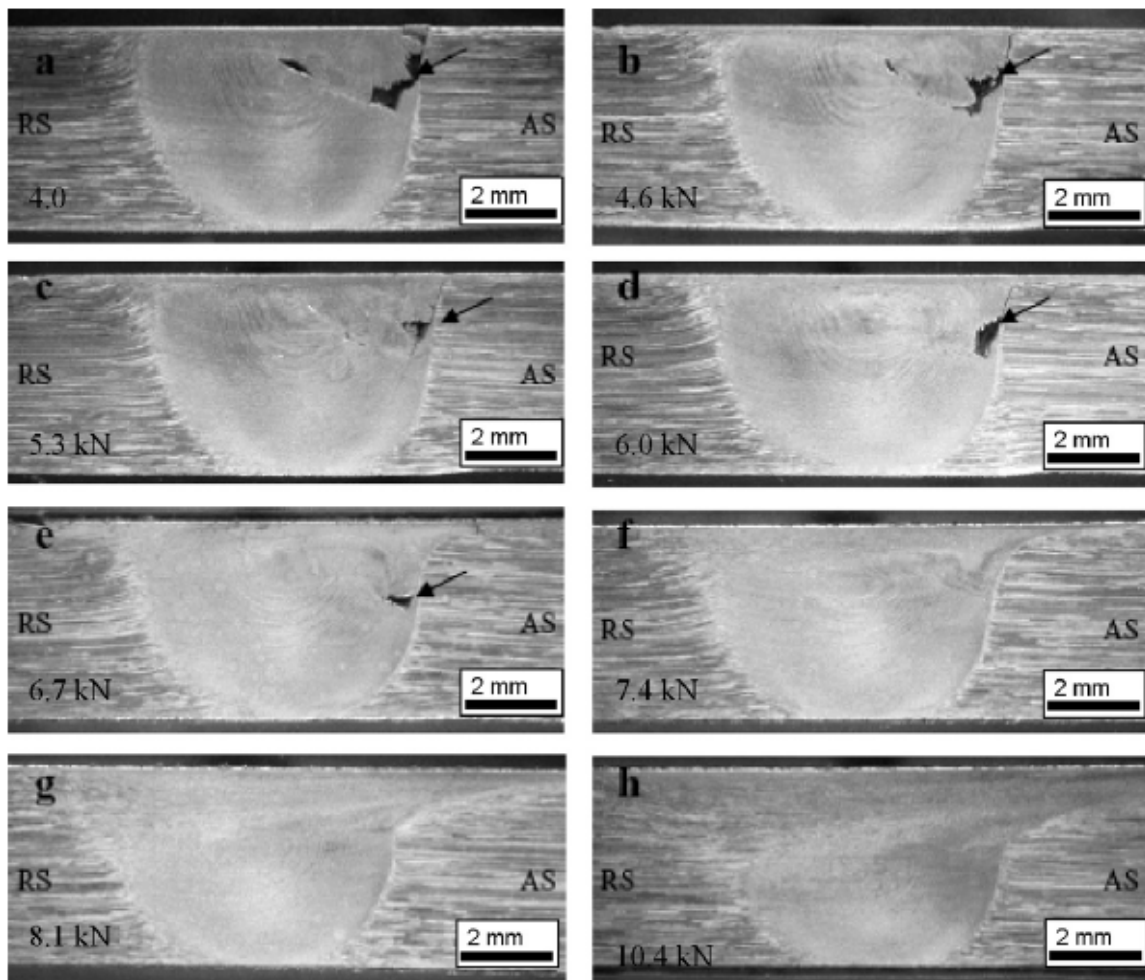


Figura 2.38 – Evolução dos defeitos como função da interação da base da ferramenta com o material

### 3. MODELAÇÃO

A necessidade de prever e resolver certos problemas levou ao desenvolvimento da modelação que consiste na construção de um modelo do problema, com um conjunto de variáveis e relações entre estas, e o desenvolvimento de uma solução. Este modelo é no entanto ideal, e para que seja possível solucioná-lo são necessárias algumas simplificações. Assim, a modelação permite a análise de problemas que anteriormente seriam demasiado complexos para serem descritos. Para além de ser uma excelente ferramenta de análise, a modelação pode ser utilizada como meio para optimização e comparação de diferentes soluções para o mesmo problema.

Na modelação computacional são utilizados, principalmente, dois tipos de abordagem: a modelação analítica e a modelação numérica.

A modelação analítica consiste no uso de fórmulas matemáticas para descrever os problemas ou fenómenos em análise. A solução é geralmente conseguida utilizando uma equação analítica ou um algoritmo numérico desenvolvido para as equações do modelo de forma a obter os resultados pretendidos. Esta abordagem devido à complexidade das equações matemáticas é de difícil aplicação a problemas com domínio geométrico e condições fronteira complexas.

A modelação numérica consiste na construção de estruturas para a análise de determinados fenómenos físicos. Esta abordagem permite a construção de modelos com domínios geométricos complexos, não lineares, com elevadas deformações e a alteração das condições fronteira durante a análise. Existem diversos métodos que recorrem a esta abordagem. O mais comum é o método dos elementos finitos, mas existem outros, como o método das diferenças finitas e o dos elementos sem malha.

No método dos elementos finitos utilizam-se dois tipos de formulação: a formulação Lagrangeana e a formulação Euleriana.

Na formulação Lagrangeana (*figura 3.1*), a malha acompanha o material em deformação, permitindo a adaptação natural da geometria. A formulação Lagrangeana é ideal para análises transientes, no entanto tem a desvantagem de originar malhas com elevadas distorções em problemas de grandes deformações.

Na formulação Euleriana (*figura 3.1*), a malha está fixa no espaço e o material flui através do mesmo. A malha não sofre qualquer distorção devido ao movimento do material, porém é necessário conhecer previamente os gradientes de tensão e as velocidades de deformação. Esta formulação é mais orientada para análises em regime estacionário.

Actualmente, aplica-se principalmente a formulação Arbitrária Lagrangeana-Euleriana (ALE) (*figura 3.1*). Esta é uma formulação híbrida em que a malha não está presa nem ao material, nem fixa no espaço. Esta usa a formulação Lagrangeana até se atingir a condição de estado estacionário e a partir desse ponto usa a formulação Euleriana [27].

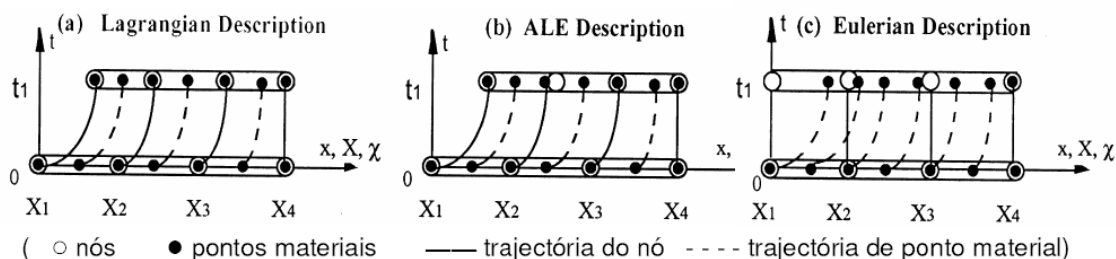


Figura 3.1 – Formulações Euleriana, Lagrangeana e ALE [27]

### 3.1. Modelação do processo de SFL

Com o surgimento da SFL e a realização de inúmeros testes experimentais, tornou-se necessário o desenvolvimento de um modelo que conseguisse “explicar” todos os mecanismos que intervêm neste processo. A SFL é um processo extremamente complexo que envolve não apenas a deformação mecânica do material, mas também o fluxo do mesmo e o calor originado pela deformação plástica e pela ferramenta. Muitos modelos não consideram todos estes factores e assumem que um ou outro está ausente, por razões de simplificação. Assim conseguir um modelo que para além de incorporar todos estes factores no modelo seja coerente com os testes experimentais é fundamental. Compreender este processo permitirá que os parâmetros utilizados na soldadura sejam os ideais para cada material e espessuras diferentes.

#### 3.1.1. Modelação analítica

Hamilton et al [13] propuseram um modelo analítico do fluxo durante a SFL. No modelo, o nugget é formado quando o material da superfície é extrudado do lado em recuo para a região de material, em regime plástico, à volta do pino e debaixo da base da ferramenta. À medida que o material da superfície entra na região este sofre resistência da força de arrasto do material aqui presente. Devido à força da ferramenta e à força de arrasto o material colapsa. Forma-se uma microestrutura resultado da mistura do material da superfície com o material, em regime plástico, presente. O modelo demonstrou estar em conformidade com as experiências efectuadas, porém este foi limitado a condições específicas e assumiu que o fluxo do material era estacionário.

Buffa et al [28] realizaram um estudo com dois modelos analíticos de forma a determinar o tamanho médio do grão devido ao fenómeno de recristalização dinâmica contínua (CDRX) na SFL de um alumínio 7075-T6.

O primeiro modelo considera:

$$D_{\text{CDRX}} = C_1 \varepsilon^k \dot{\varepsilon}^j D_0^h \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$$

Onde  $D_{\text{CDRX}}$  é o tamanho médio do grão,  $\varepsilon$  a extensão plástica equivalente,  $\dot{\varepsilon}$  a taxa de extensão,  $D_0$  o tamanho inicial do grão,  $Q$  a energia de activação da recristalização contínua do material,  $R$  a constante dos gases perfeitos,  $T$  a temperatura absoluta e  $C_1$ ,  $k$ ,  $j$  e  $h$  são constantes do material.

O segundo modelo considera o parâmetro de Zener-Holloman ( $Z$ ):

$$D_{CDRX} = \frac{1}{a + b \ln(Z)}$$

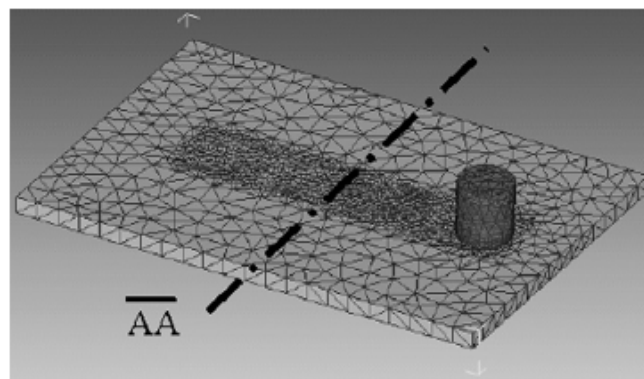
Onde:

$a=3,63$

$b=-1,62$

$Z = \dot{\epsilon} e^{Q/RT}$  em que R é a constante dos gases perfeitos.

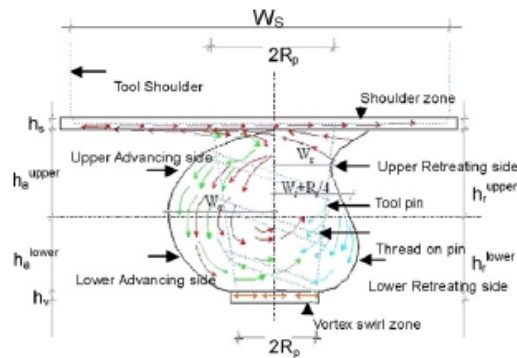
A solução dos modelos foi obtida inserindo-os como subrotina no software comercial DEFORM-3D<sup>TM</sup>. Este software utiliza um código lagrangiano implícito desenvolvido para a simulação de processos de deformação de metais. A peça soldada foi modelada como um material viscoplástico rígido com uma malha adaptativa e a ferramenta como um material rígido (ver *figura 3.2*). A simulação foi dividida em duas partes: o início da rotação, em que ocorre um aumento de temperatura antes da soldadura, e a soldadura, modelada para investigar o fenómeno termo-mecânico observado na formação do *nugget*.



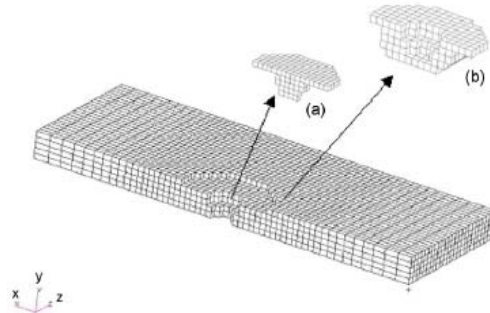
**Figura 3.2 – O modelo de elementos finitos [28]**

Neste estudo, ambos os modelos apresentaram resultados do tamanho médio do grão, próximos dos resultados experimentais. No entanto, segundo Buffa *et al.*, o primeiro modelo demonstrou melhor performance por considerar a extensão efectiva.

Rajesh S.R. *et al.* [29] desenvolveram um modelo analítico 3D da região à volta do pino (*figura 3.3*). Este modelo não entra em consideração com a fricção, durante a soldadura, já que o material à volta do pino está no regime plástico e vai sofrendo deformação sem provocar fricção no pino. Este modelo foi utilizado para prever a distribuição das temperaturas e com base nestas a distribuição das tensões residuais no nugget e zona afectada termo-mecanicamente, na zona afectada termicamente e no material base (alumínio 6061-T6). A solução do modelo foi obtida utilizando um software de elementos finitos desenvolvido pelos autores (*figura 3.4*). Segundo Rajesh *et al.* os resultados obtidos pelo modelo foram confirmados experimentalmente.



**Figura 3.3 – Modelo da distribuição do fluxo durante a SFL**



**Figura 3.4 – Modelo de elementos finitos utilizado para a análise de tensões residuais**

H. B. Schmidt *et al.* [30] desenvolveram o primeiro modelo térmico da SFL onde a geração de calor total é calculada pelo modelo, isto é, não é um parâmetro inserido. Este estudo teve como função principal descrever os elementos básicos da modelação térmica da SFL. O modelo desenvolvido em resultado do estudo, considera a relação entre a tensão de cedência e a temperatura para controlar a geração de calor. Este modelo utiliza o software Comsol 3.3 e uma formulação euleriana. O modelo foi baseado na soldadura experimental de um alumínio 7075 T6. Segundo Schmidt *et al.* os resultados são encorajadores quando comparado com os modelos mais clássicos e com os resultados experimentais.

R. Nandan *et al.* [31] apresentaram um modelo tridimensional da temperatura e fluxo plástico durante a SFL de um aço (AISI 1018). A temperatura e o fluxo foram calculados a partir das equações da conservação de massa, momento e energia. Neste modelo a viscosidade não Newtoniana foi determinada a partir de valores computados da variação de extensão, temperatura e propriedades do material. Foi também considerado no modelo a condutividade térmica, o calor específico e a tensão de cedência. A solução foi obtida utilizando o algoritmo SIMPLE.

Nos resultados obtidos verificaram que:

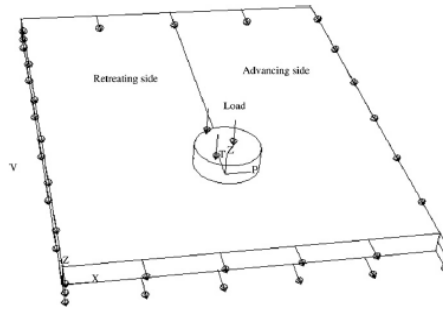
- Uma parte significativa do fluxo plástico ocorre perto da ferramenta, onde a transferência de calor convectiva é o mecanismo principal da transferência de calor;
- Existe uma assimetria das temperaturas à volta da ferramenta, devido à rotação e movimento linear da ferramenta;
- Os gráficos temperatura vs. tempo obtidos eram coincidentes com os resultados experimentais;
- A área da região circular onde ocorre o fluxo, aumenta à medida que se aproxima da base da ferramenta;
- O fluxo de material ocorre principalmente no lado em recuo.

### 3.1.2. Modelação numérica

H.W. Zhang *et al.* [32] desenvolveram um modelo numérico 3D do fluxo do material na

SFL sob diferentes parâmetros de soldadura. Os parâmetros variaram entre 10 e os 100MPa para a força axial, 2 e os 10 mm/s para velocidade de translação e 390 e os 690 rpm para a velocidade de rotação. O modelo foi construído utilizando o software ABAQUS e aplicado um elemento finito termo-mecânico baseado na formulação Lagrangiana-Euleriana (*figura 3.5*). Utilizou também um *mesh* adaptativa e o material considerado foi o alumínio 6061-T6 modelado como um material elasto-plástico.

De forma a que conseguissem compensar as limitações do computador na análise termo-mecânica, levou a que H. W. Zhang *et al.* utilizassem no modelo temperaturas medidas experimentalmente. O fluxo pode ser modelado com sucesso através do método de elementos finitos.

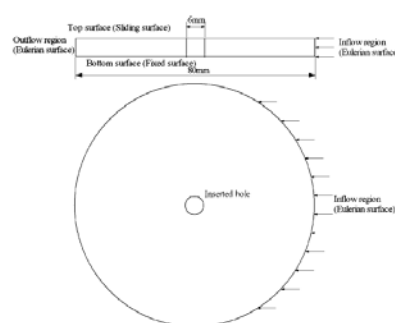


**Figura 3.5 – Geometria do modelo e condições fronteira**

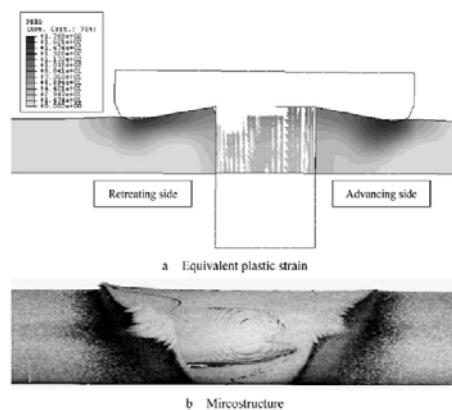
Z. Zang e H.W. Zhang [33] apresentaram, mais recentemente, um novo modelo termo-mecânico da SFL com o objectivo de prever com maior precisão as deformações do material e as temperaturas durante o processo. O material usado foi o alumínio 6061-T6.

No estudo foi utilizado o software de elementos finitos ABAQUS para modelar o conjunto da ferramenta e chapas. Recorreu-se à formulação euleriana em conjunto com a lagrangiana-euleriana, consoante a superfície (*figura 3.6*). Foi também utilizada integração explícita.

Este estudo numérico mostrou-se consistente com os resultados experimentais, demonstrando que a deformação do material está relacionada com a microestrutura desenvolvida durante o processo de SFL (*figura 3.7*).

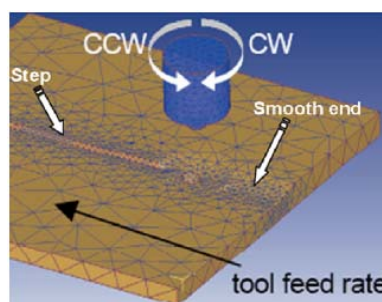


**Figura 3.6 – Esquema e condições fronteira da ferramenta de soldadura**



**Figura 3.7 – Extensão plástica equivalente e microestrutura (exemplo)**

G. Buffa et al [34], noutro estudo sobre modelação numérica, desenvolveram um modelo de elementos finitos para a SFL de *taylor blanks* (figura 3.8). Este modelo utiliza as mesmas propriedades e software do estudo mencionado anteriormente (parte numérica) [28]. A diferença é que foi aplicado a *taylor blanks* e não utiliza os modelos analíticos para o cálculo do tamanho do grão. A partir dos resultados obtidos com chapas de diferentes espessuras, observaram que o aumento da diferença de espessura entre as chapas resulta numa zona afectada termicamente e numa zona termo-mecanicamente afectada mais extensas. Isto origina também um nugget maior. A distribuição das temperaturas é mais assimétrica e as forças verticais e horizontais aumentam.



**Figura 3.8 – Modelo de elementos finitos utilizado**

## **3.2. Modelação das propriedades mecânicas de uma junta soldada**

Um dos grandes problemas na análise das propriedades mecânicas de juntas soldadas é conseguir determinar as características das diferentes zonas presentes. A heterogeneidade da junta soldada e da microestrutura de cada zona e a presença de defeitos complica muito essa análise. Conseguir obter um modelo que seja capaz de prever o comportamento mecânico, de uma junta soldada, sob diferentes solicitações, permitirá compreender a influência de cada zona no comportamento global da junta, e ainda a influência dos defeitos presentes.

### **3.2.1. Modelação analítica**

P. Nègre *et al.* [35] realizaram um estudo sobre a extensão de uma fractura estável numa soldadura num alumínio da série 6000 soldado por laser. Para determinarem as curvas de resistência à fractura realizaram diversos ensaios de provetes CT com fracturas no material base e na zona fundida. A partir de ensaios de tracção com mini provetes retirados de cada uma das diferentes zonas obtiveram as propriedades nas diferentes zonas da soldadura. Com estes dados, diversas simplificações, uso de uma estratégia evolutiva e uso de cálculos por elementos finitos determinaram os parâmetros para o modelo analítico de Gurson-Tvergaard-



Needleman (GTN), usado para simular o crescimento de uma fractura dúctil. Este modelo foi utilizado como subrotina no software de elementos finitos ABAQUS.

Estes autores verificaram que:

- Existe uma boa aproximação entre resultados experimentais e computacionais;
- O início da fractura ocorre mais tarde, na simulação, do que experimentalmente;
- Uma redução no tamanho dos elementos da malha melhorar a aproximação entre os resultados numéricos e experimentais;
- O modelo GTN tem algumas dificuldades de adaptação a fracturas frágeis, pelo que este tipo de fractura não foi estudado.

### 3.2.2. Modelação numérica

William D. Lockwood *et al.* [36], realizaram várias medições experimentais e utilizaram-nas para construir um modelo numérico de forma a estudar a resposta mecânica global e local de um alumínio 2024 soldado por fricção linear.

A partir de ensaios de tracção transversais obtiveram dados para a resposta mecânica global. A resposta mecânica local foi obtida recorrendo a uma combinação de ensaios de tracção, para medir a força aplicada, e ensaios DIC (*Digital Image Correlation*), para medir o deslocamento superficial. De forma a obterem as propriedades para as diferentes zonas de soldadura, estes autores consideraram a zona de soldadura como um material compósito com uma configuração em que a tensão é igual em todas as camadas (iso-tensão) durante a aplicação de uma carga. Com estes dados recorreram ao ABAQUS e construíram um modelo 2D de um ensaio de tracção transversal. Este modelo utilizou uma malha uniforme de elementos sólidos de 4 nós, com 7680 elementos e 7953 nós. Em relação às condições de fronteira foi considerado um provete com uma extremidade fixa e um deslocamento aplicado na outra extremidade.

William D. Lockwood *et al.*, concluíram que não havia uma correspondência total entre os resultados experimentais e computacionais e que isto poderia ser resultado da configuração, em iso-tensão, que assumiram para a zona de soldadura. Observaram também que, apesar disso, a combinação do método utilizado para medir as extensões locais e o modelo numérico revelou-se como uma técnica promissora para o estudo do comportamento de defeitos na zona de soldadura e como meio para obter dados para modelos globais de estruturas soldadas.

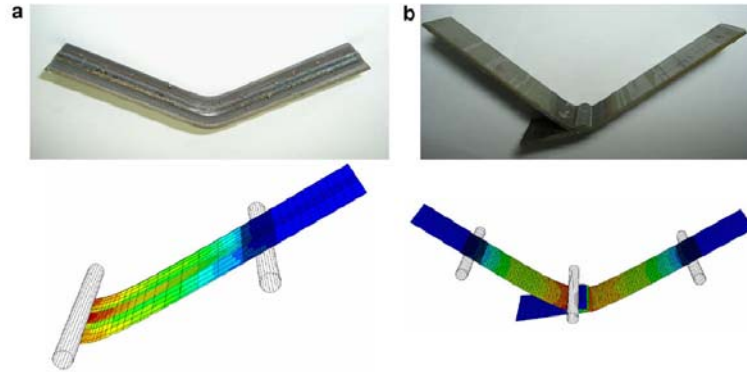
Num estudo posterior [37] sobre a liga de alumínio 2024 soldada por fricção linear, aplicaram a mesma técnica e construíram dois modelos: um 2D, em tensão plana, e outro 3D. De forma a testar a condição em iso-tensão na zona de soldadura ensaiaram vários provetes construídos de forma a reduzir o gradiente de tensão ao longo da espessura do provete e utilizaram os dados obtidos nas medições para inserir nos modelos numéricos. A partir dos ensaios experimentais e modelos numéricos chegaram às seguintes conclusões:

- Os ensaios experimentais verificaram a existência de condições em iso-tensão na zona de soldadura;
- Ambos os modelos conseguiram verificar a existência de um estado plano de tensão.

Kyung-Hwan Chung *et al.* [38] fizeram um trabalho de caracterização das propriedades mecânicas na zona de soldadura, de um aço DP590 soldado por MAG, recorrendo ao método de indentação contínua em conjunto com uma análise por elementos finitos. De forma a verificarem as propriedades medidas, recorreram a ensaios de tracção e de flexão em 3 pontos (*figura 3.9*), experimentais e computacionais. As simulações efectuadas em ABAQUS utilizaram a lei isotrópica de encruamento em conjunto com a função quadrática de cedência

anisotrópica, Yld2000-2d, utilizada para uma condição de tensão plana. Consideraram também a teoria da bifurcação de Hill e a teoria M-K para o critério de falha nos ensaios de tracção. Em ambos os ensaios foram utilizados elementos de concha de 4 nós reduzidos, S4R, com 5 pontos de integração ao longo da espessura.

Este estudo numérico mostrou-se consistente com os resultados experimentais. Demonstrou também a importância de implementar as propriedades da zona de soldadura nos estudos numéricos, de forma a melhorar as capacidades de previsão dos mesmos.



**Figura 3.9 – Resultados experimentais e simulados para um ensaio de flexão a 3 pontos: a) provete longitudinal e b) provete transversal**

## 4. EXPERIMENTAÇÃO

Sendo o objectivo deste trabalho modelar por elementos finitos o efeito da presença de defeitos típicos de SFL na resistência mecânica de juntas soldadas, tomou-se por base a experimentação realizada no IST por L. Aires [39] que realizou juntas soldadas numa liga de alumínio do tipo 2024 e caracterizou estrutural e mecanicamente as juntas.

A compreensão da influência dos defeitos e a distribuição das diferentes zonas é um passo fundamental na compreensão de todo o processo de SFL.

### 4.1. Materiais

A liga de alumínio AA2024 é uma liga em que o cobre é o principal elemento de liga. Tem elevada resistência mecânica e boa maquinabilidade. É usada na indústria aeronáutica, roscas, engrenagens, em partes de relógios, computadores e em instrumentos científicos, veterinários e ortopédicos. Nas *tabelas 4.1 a 4.3* apresentam-se a composição química e as propriedades mecânicas e térmicas desta liga.

Composição Química (% em peso)											
	Al	Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn	Outro, cada	Outro, total
AA2024-T4	90,70	≤0,10	3,80	≤0,50	1,20	0,30	≤0,50	≤0,15	≤0,25	≤0,05	≤0,15
	– 94,70		– 4,90		– 1,80	– 0,90					

Tabela 4.1 - Composição Química [40]

Propriedades Mecânicas		
Propriedade	AA2024-T4	Observações
Massa volumica [Kg/m <sup>3</sup> ]	2780	
Dureza Brinell	120	
Dureza Vickers	137	Convertido da dureza Brinell
Tensão de rotura [MPa]	469	
Tensão de cedência [MPa]	324	
Alongamento após fractura	20%	
Modulo de Young [Gpa]	73,1	
Coefficiente de Poisson	0,33	
Módulo de corte [Gpa]	28,0	
Resistência ao corte [MPa]	283	

Tabela 4.2 - Propriedades Mecânicas [40]

Propriedades Térmicas	
Propriedade	AA2024-T4
Capacidade calorifica [J/g.°C]	0,875
Conductividade térmica [W/m.K]	121
Temperatura de fusão [°C]	502-638
Temperatura solidus [°C]	502
Temperatura liquidus [°C]	638

Tabela 4.3 - Propriedades Térmicas [40]

Esta liga é tratável térmicamente, podendo ocorrer 2 tipos de tratamento: de recozimento e de solução. Na *tabela 4.4* apresentam-se as temperaturas para cada um dos tratamentos referidos.

Tratamento Térmico	
Propriedade	AA2024-T4
Temperatura de recozimento [°C]	413
Temperatura de solução [°C]	256

Tabela 4.4 - Temperaturas de Tratamento Térmico para a liga AA2024-T4 [40]

## 4.2. Soldadura

As soldaduras foram realizadas com diversas combinações de pinos e bases resumidas na *tabela 4.5* [39].

Base Pino	Concava Lisa	Plana Estriada
		
Cilindrico Roscado M5 (trifacetado) 	 Ferramenta 1	Não Utilizado
Cônico Roscado M8 (triflute) 		 Ferramenta 2
Escadeado Liso 	Não Utilizado	 Ferramenta 3
Cônico Liso 		 Ferramenta 4
Cônico liso com 4 canais na extremidade 	Não Utilizado	 Ferramenta 5
Cônico invertido com estrias na extremidade 	 Ferramenta 6	Não Utilizado
Cônico liso com estrias na extremidade 	 Ferramenta 7	Não Utilizado

Tabela 4.5 - Combinações de pinos e bases ensaiadas [39]

Nas soldaduras realizadas [39], verificam-se 3 tipos diferentes de defeitos: na raiz e com presença de óxidos e partículas de 2ª fase (tipo I), do tipo *kissing bonding* (tipo II) e em volume (tipo III). Devido à dificuldade em modelar heterogeneidades (óxidos e partículas) no ABAQUS não se modelaram defeitos do tipo I. Pode-se verificar na *tabela 4.6* os diferentes tipos de defeitos obtidos e a identificação de cada uma das soldaduras.

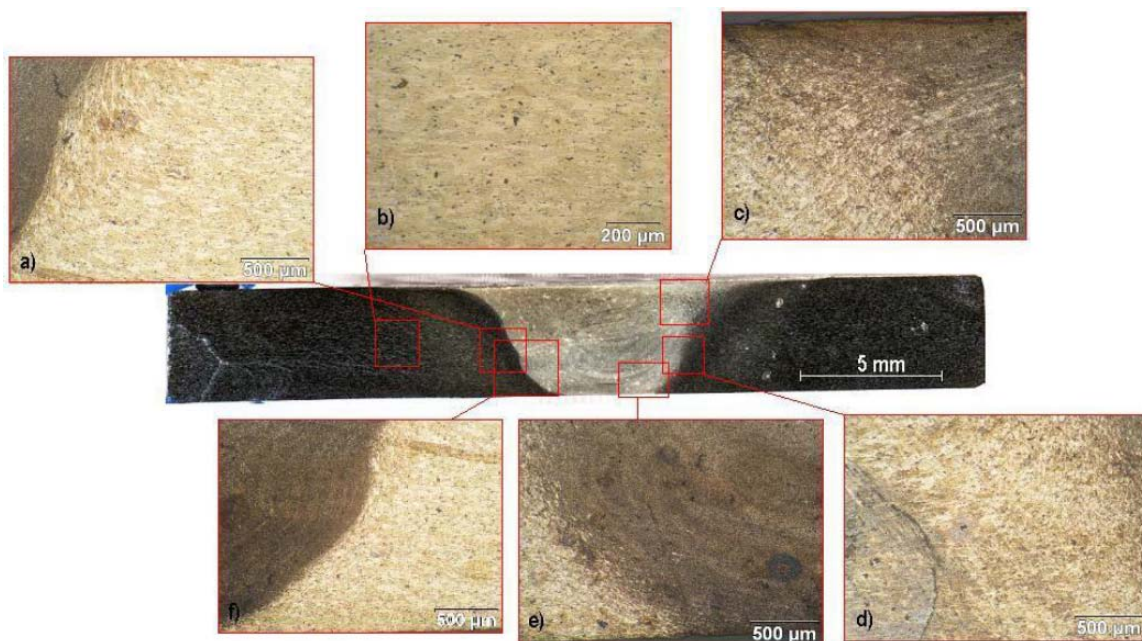
Identificação dos cordões realizados	Defeito	Designação do defeito	Observações
10, 11, 14	Tipo 0	Soldaduras sem defeitos	Obtém-se com uma penetração total do pino com comprimento de 3,8mm
26, 27, 29	Tipo I	Soldadura com defeito na raiz, com presença de óxidos e partículas de 2ª fase	Consegue-se com menos penetração e força de forjamento. Comprimento do pino: 3,6mm
19, 20, 21	Tipo II	Soldadura com defeito na raiz do tipo <i>Kissing Bond</i>	Obtém-se com um pino curto, inferior ao Tipo I. Comprimento do pino: 3,5mm
38, 39, 44	Tipo III	Soldadura com defeito em volume	Obtém-se com pinos cónicos lisos em que o material não é bem extrudido ao longo da junta.

Tabela 4.6 - Tabela de resumo da nomenclatura de defeitos [39]

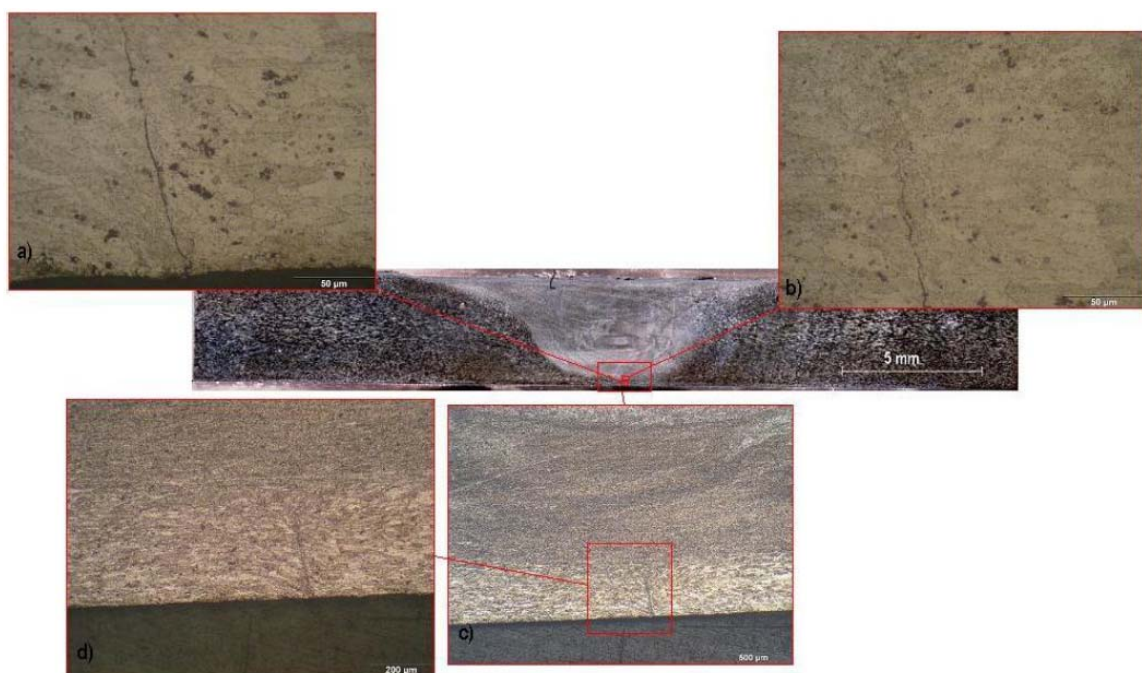
### 4.3. Caracterização das juntas soldadas

As juntas obtidas [39] foram caracterizadas do ponto de vista estrutural e mecânico, através de ensaios de metalografia, tracção e flexão, respectivamente.

Apresentam-se a seguir as macrografias e micrografias dos ensaios de soldadura evidenciando os diferentes tipos de defeitos (*figuras 4.1 à 4.3*). A partir destas fotomicrografias modelaram-se os cordões de soldadura considerando as diferentes zonas para os vários provetes.



**Figura 4.1 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0) [39]**



**Figura 4.2 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II) [39]**



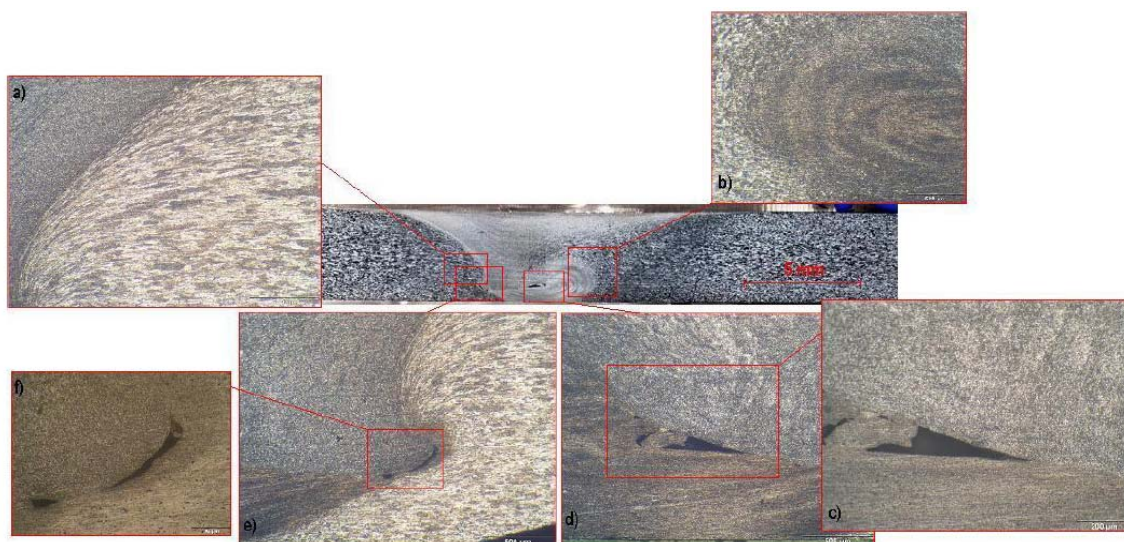


Figura 4.3 - Macrografia e micrografia do cordão de SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) [39]

Na *tabela 4.7* apresenta-se um quadro resumo dos resultados dos ensaios de tracção uniaxial efectuados aos provetes com defeito referenciados anteriormente. O tipo de fractura observado apresenta-se na *tabela 4.8*.

	$E$ [GPa]		$\sigma_{0.2}$ [MPa]		$\sigma_{\max}$ [MPa]		$A$ [%]		Tenacidade [J/mm <sup>3</sup> ]	
MB	72,2		327,7		558,8		16,8		79,1	
	E	$\frac{E}{E_{MB}}$	$\sigma_{0.2}$	$\frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_{0.2MB}}$	$\sigma_{\max}$	$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_{\maxMB}}$	A	$\frac{A}{A_{MB}}$	Ten	$\frac{Ten}{Ten_{MB}}$
10_0	73,6	1,01	313,6	0,95	483,9	0,87	9,7	0,57	40,1	0,51
11_0	73,6	1,02	312,9	0,95	479,6	0,86	9,6	0,57	37,4	0,47
14_0	69,9	0,97	303,9	0,93	459,7	0,82	9,0	0,54	35,6	0,45
26_I	73,5	1,01	314,4	0,96	440,7	0,79	5,9	0,35	22,2	0,28
27_I	73,1	1,01	308,3	0,94	419,1	0,75	4,9	0,29	17,6	0,22
29_I	68,5	0,95	304,8	0,93	396,0	0,71	4,1	0,24	14,2	0,18
19_II	70,0	0,97	303,1	0,92	351,9	0,63	1,9	0,11	5,9	0,07
20_II	73,1	1,01	308,0	0,94	344,2	0,62	1,5	0,09	4,5	0,06
21_II	72,9	1	308,9	0,94	344,9	0,61	1,5	0,09	4,6	0,06
39_III	71,6	0,99	309,6	0,94	476,4	0,85	9,6	0,57	39,3	0,49
44.1_III	71,9	0,99	307,4	0,94	494,2	0,88	11,7	0,70	49,9	0,63
44.2_III	71,8	0,99	306,1	0,93	455,5	0,81	6,9	0,41	26,8	0,34

Tabela 4.7 - Compilação dos resultados obtidos nos ensaios estáticos de tracção uniaxial [39]

Grupos de Ensaio	Localização do Início e Desenvolvimento da Rotura	Classificação da Rotura
10_0	Superfície superior do lado em retrocesso, em direcção à ZAC	Dúctil
11_0	Superfície superior do lado em avanço, em direcção à ZAC	
14_0	Superfície superior do lado em retrocesso, em direcção à ZAC	
26_I	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	Frágil por ligação deficiente. (colapso)
27_I	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	
29_I	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	
19_II	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	
20_II	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	
21_II	Início na raiz do cordão, evoluindo na zona do meio do cordão	
39_III	Superfície superior do lado em avanço, em direcção à ZAC	Dúctil
44.1_III	Superfície superior do lado em avanço, em direcção à ZAC	
44.2_III	Início na superfície e na raiz em direcção ao defeito central	

**Tabela 4.8 - Compilação das características das superfícies e classificação do tipo de rotura obtidos [39]**

Na *tabela 4.9* apresenta-se um quadro resumo dos resultados dos ensaios de flexão.

Provete	F, Carga Máxima(N)		ε, Deslocamento à Carga Máxima (mm)		θ, Ângulo à Carga Máxima (°)		E,Energia necessária à fractura (J)		Zona e tipo de fractura
MB_PA	7100,57		7,81		70		46,132		Fractura dúctil
MB_1	6927,98		6,74		63		37,936		
MB_2	6928,21		6,59		61,5		37,948		
MBméd	6928,10		6,67		62,42		37,942		
	F	$\frac{F}{F_{MB}}$	ε	$\frac{\epsilon}{\epsilon_{MB}}$	θ	$\frac{\theta}{\theta_{MB}}$	E	$\frac{E}{E_{MB}}$	
10_0	6592,23	0,95	4,49	0,67	44,4	0,71	22,13	0,58	
11_0	6148,21	0,89	4,38	0,66	43,4	0,70	20,48	0,54	
14_0	6042,37	0,87	4,22	0,63	42	0,67	19,51	0,51	
26_I	5060,47	0,73	2,59	0,39	26,5	0,42	12,67	0,33	
27_I	4992,90	0,72	2,19	0,33	22,5	0,36	11,15	0,29	
29_I	4831,72	0,70	2,35	0,35	24,1	0,39	11,55	0,30	
19_II	4434,03	0,64	1,8	0,27	18,59	0,30	8,11	0,21	
20_II	4008,06	0,58	1,62	0,24	16,76	0,27	7,38	0,19	
21_II	4123,03	0,60	1,84	0,28	19	0,30	7,59	0,20	
39_III	5661,90	0,82	2,96	0,44	30,13	0,48	12,51	0,33	
44.1_III	6260,49	0,90	4,57	0,68	45,13	0,72	22,84	0,60	
44.2_III	6284,17	0,91	4,43	0,66	43,88	0,70	22,22	0,59	
44.3_III	6411,14	0,93	4,7	0,70	46,28	0,74	22,89	0,60	

**Tabela 4.9 - Compilação dos resultados obtidos nos ensaios estáticos de flexão [39]**



## 5. MODELAÇÃO EFECTUADA

Neste estudo recorreu-se a um software de elementos finitos que demonstrasse um bom desempenho na modelação de elementos em regime plástico. O software seleccionado foi o ABAQUS. Trata-se de um software comercial disponível no IST que se usou para modelar o comportamento em tracção e à flexão de juntas soldadas por FL sem e com defeitos.

A construção dos modelos foi dividida em quatro partes: geometria e dimensão dos provetes, propriedades mecânicas, definição e construção da malha e definição dos constrangimentos.

### 5.1. Geometria e dimensão dos provetes

As dimensões dos provetes de tracção e flexão consideradas na modelação foram as referidas em [39]. Das macrografias das juntas seleccionadas extraiu-se a forma e geometria de cada uma das diferentes zonas de [39]. Nas *figuras 5.1 e 5.2* encontram-se as dimensões para cada tipo de provete, bem como a referência da norma segundo a qual foram executados os ensaios experimentais.

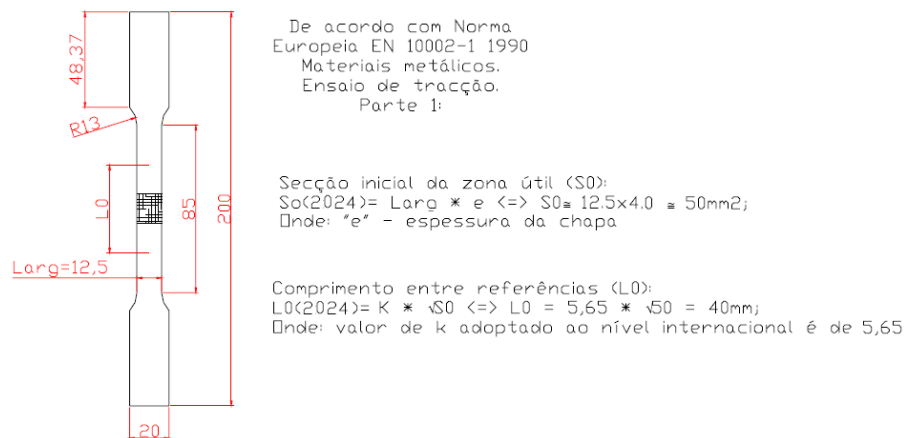


Figura 5.1 - Dimensões dos provetes utilizados nos ensaios de tracção

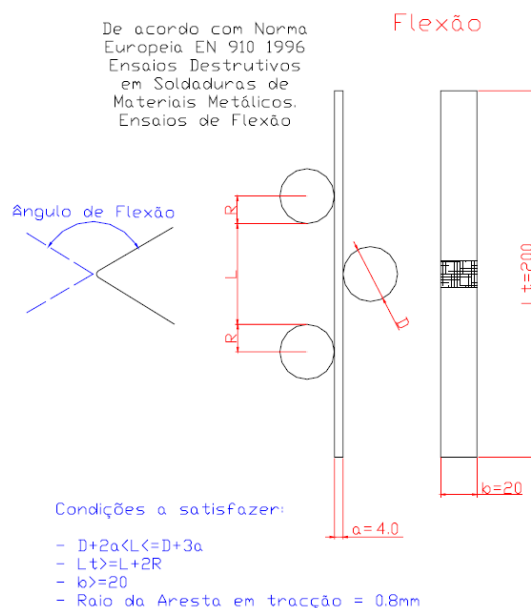


Figura 5.2 - Dimensões dos provetes utilizados nos ensaios de flexão

## 5.2. Propriedades mecânicas

Com base nos resultados, anteriormente referidos, retiraram-se dois grupos de propriedades dos materiais das diferentes zonas de soldadura e a geometria dessas zonas e dos defeitos observados (*figuras 4.1 a 4.3*).

A obtenção das propriedades dos materiais para as diferentes zonas de soldadura é algo complexa devido à impossibilidade de retirar provetes tão pequenos. Recorreu-se assim a uma forma simples para determinar essas propriedades: assumiu-se que os dados obtidos em cada ensaio de tracção definiam as propriedades da zona onde tinha ocorrido a rotura, isto é, segundo este pressuposto, um gráfico tensão-extensão obtido para um provete que fracturou na zona do nugget define as propriedades dessa zona. Desta forma obtiveram-se os valores da *tabela 5.1*.

Os valores da extensão plástica foram obtidos através da aplicação da Lei de Ludwig. O primeiro valor de extensão na zona plástica (correspondente à tensão de cedência) é 0,2 por necessidade do programa ABAQUS, apesar de isto raramente acontecer na prática, particularmente em ligas de Al.

	Zona elástica		Zona plástica	
	Módulo Young (GPa)	Coef. Poisson	Tensão (MPa)	Extensão plástica $= (Tensão/K)^{1/d}$
<b>Material Base</b> (com $K=747,5$ e $d=0,17$ )	72,2	0,33	327,7	0
			350	0,012
			400	0,025
			450	0,051
			500	0,094
			558,8	0,181
<b>ZAC/ZATM</b> (com $K=720,2$ e $d=0,171$ )	73,6	0,33	312,9	0
			350	0,015
			400	0,032
			479,6	0,093
<b>Nugget</b> (com $K=708,3$ e $d=0,17$ )	71,7	0,33	309,2	0
			418,6	0,045

**Tabela 5.1 - Valores inseridos no ABAQUS**

Com estes dados foi possível definir um modelo plástico simples com encruamento isotrópico.

A modelação das zonas da soldadura com defeitos foi feita recorrendo às macro e micrografias. Este método pode no entanto introduzir erros resultantes do facto de os defeitos serem tridimensionais e as macrografias darem informações sobre a forma e posição do defeito numa superfície bidimensional.

### 5.3. Definição da malha

Na definição de uma malha para modelação por EF existem dois parâmetros muito importantes: o tipo e a dimensão. O tipo da malha varia primeiro conforme o tipo de estudo que se pretende fazer e em segundo com a geometria do objecto em estudo. A dimensão da malha depende de quão preciso se pretende que seja o estudo e da geometria. Obviamente, quanto mais fina for a malha, maior o tempo de cálculo e a capacidade de cálculo a instalar pelo que há que ter sensibilidade para esta questão.

Neste tipo de estudo, consideraram-se sempre análises bidimensionais. Para um provete sujeito a elevadas deformações, em estado de extensão plana, o elemento de malha mais adequado tem uma formulação lagrangeana, um elemento quadrático linear com integração reduzida e controlo *hourglass* [41].

- Por definição o ABAQUS considera a formulação lagrangeana, a não ser que se insira uma malha adaptativa;
- Um elemento linear é o mais adequado para estudos com elevadas deformações;
- Um elemento com integração reduzida tem menos pontos de integração do que um elemento com integração total, porém permite melhores resultados num estudo com elevadas deformações;
- O controlo *hourglass* é uma opção destinada a controlar os modos *hourglass*, originados pela integração reduzida. Estes são modos não físicos, de energia zero de deformação que produz extensão zero e sem tensão.

Por estas razões foi escolhido um elemento quadrático linear de 4 nós, com integração reduzida, o CPE4R.

Quando a geometria a ser malhada era demasiado complexa para um elemento quadrático, recorreu-se a um elemento triangular linear de 3 nós, o CPE3. Este elemento origina uma malha que não fornece resultados muito precisos, tendo sido por isso utilizada apenas em geometrias localizadas em que era impossível utilizar outro elemento.

### 5.4. Definição dos constrangimentos

Os constrangimentos de cada modelo variam consoante se trata de um ensaio de tracção ou de flexão. O ensaio de tracção é o caso mais simples de definir. Para isso é necessário aplicar constrangimentos que impeçam qualquer movimento do provete que não seja segundo a direcção da tracção. O ensaio de flexão é mais complexo pois é necessário também a modelação dos apoios e do mandril e respectivos constrangimentos.

#### 5.4.1 - Ensaio de tracção

O objectivo neste ensaio é impedir que exista qualquer movimento que não segundo a direcção de tracção. Assim na modelação, considerou-se o provete encastrado numa das amarras e aplicou-se um deslocamento no extremo da outra amarra. O valor deste deslocamento varia consoante o ensaio experimental em que se baseia. Na *tabela 5.2* indicam-se os valores dos deslocamentos aplicados. Aplicaram-se constrangimentos conforme ilustrado na *figura 5.3*.

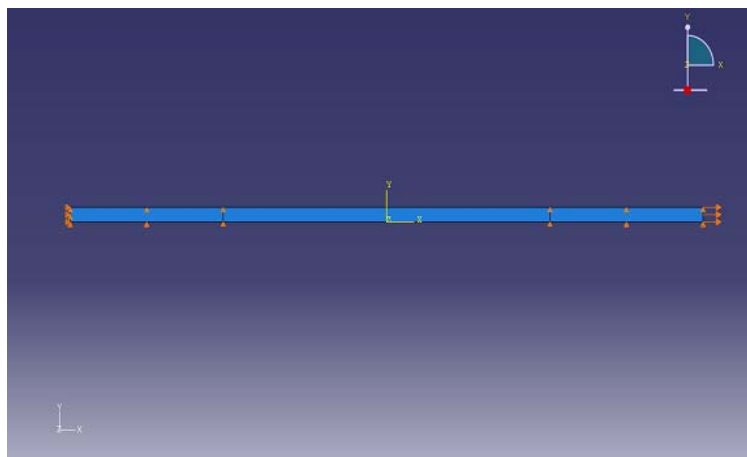


Figura 5.3 - Provete de tração 2D com os constrangimentos aplicados

	Deslocamento aplicado (mm)
Provete material base	7
Provete soldado sem defeitos	4,2
Provete soldado com defeito do tipo II	0,8
Provete soldado com defeito do tipo III	4,2

Tabela 5.2 – Deslocamentos aplicados

#### 5.4.2. Ensaio de flexão

No ensaio de flexão existem 3 elementos diferentes: os apoios, o mandril e o provete. Os apoios têm de estar completamente imóveis. Assim, foram aplicados constrangimentos segundo todas as direcções. Os deslocamentos aplicados no mandril estão referidos na *tabela 5.3* e os constrangimentos segundo x e z (*figura 5.4*). Foi considerado ainda um constrangimento segundo x, no ponto médio do provete, logo abaixo do mandril, para impedir que este deslizasse para os lados.

	Deslocamento aplicado (mm)
Provete material base	6,7
Provete soldado sem defeitos	4,38
Provete soldado com defeito do tipo II	1,8
Provete soldado com defeito do tipo III	2,96

Tabela 5.3 – Deslocamentos aplicados

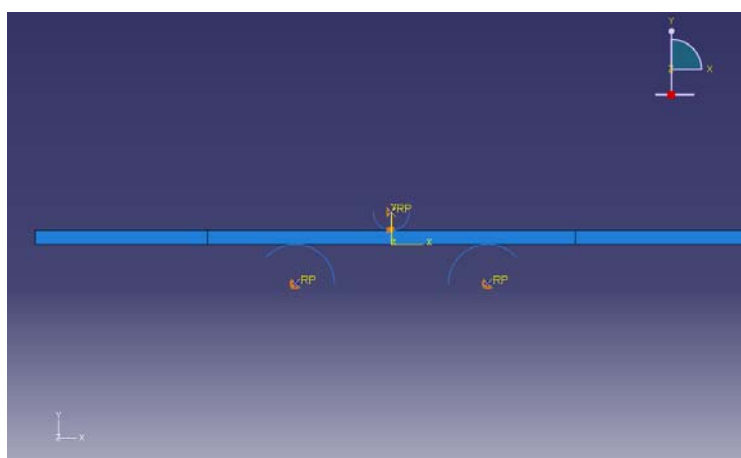


Figura 5.4 - Provete de flexão 2D com os constrangimentos aplicados

## 6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 6.1. Ensaios de tracção

#### 6.1.1. Provete de material base

Construiu-se uma malha quadrática com 8 elementos verticais (*figura 6.1*). Através da medição das reacções nos nós, onde foi aplicado o deslocamento e a soma das mesmas foi possível obter uma curva força vs. deslocamento. A partir dessa curva calculou-se a curva tensão vs extensão (*gráfico 6.1*) e a sua componente na parte plástica (*gráfico 6.2*). Este procedimento foi utilizado em todos os ensaios, com algumas alterações na construção da malha.

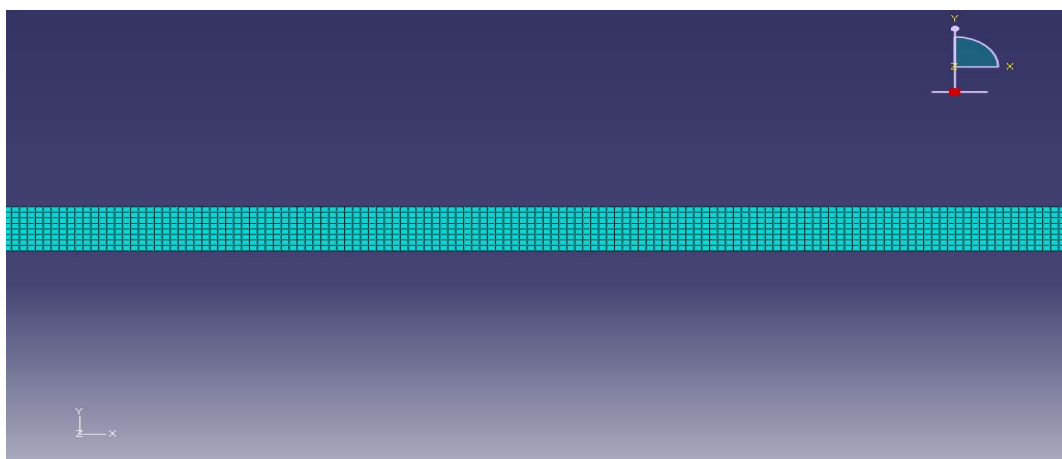


Figura 6.1 - Malha do provete 2D de material base

Ao observar a curva tensão vs extensão obtida (*gráfico 6.1*), verifica-se que existe uma boa aproximação com os resultados experimentais (*Anexo 9.1, figura 9.1 e 9.2; comparação no gráfico 6.3*). O valor da tensão de cedência é de cerca de 380 MPa superior ao experimental (327,7MPa – *tabela 6.1*). Este facto era no entanto esperado, pois foi considerado um material com propriedades isotrópicas.

Os valores dos coeficientes de resistência, K, e coeficiente de encruamento, n, calculados a partir da curva tensão-deformação resultante da modelação efectuada (*gráfico 6.2*) têm uma diferença inferior a 10% em relação aos valores experimentais (*tabela 6.1*).

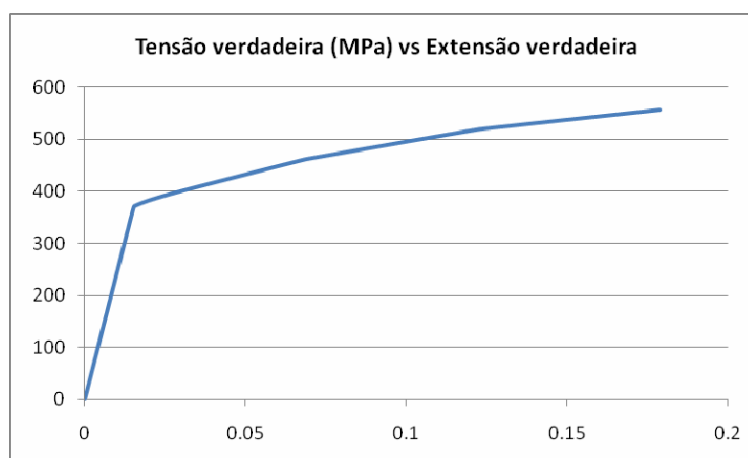
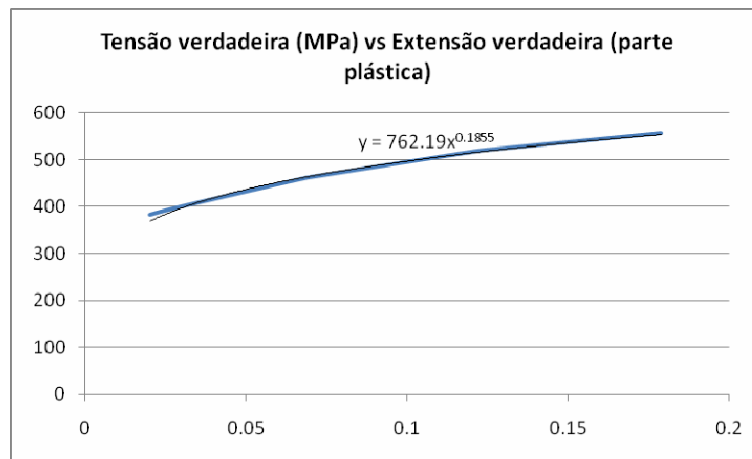


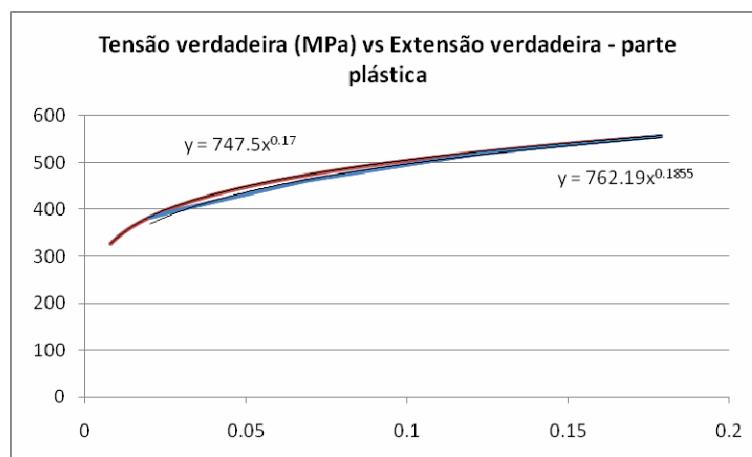
Gráfico 6.1 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D MB



**Gráfico 6.2 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D MB**

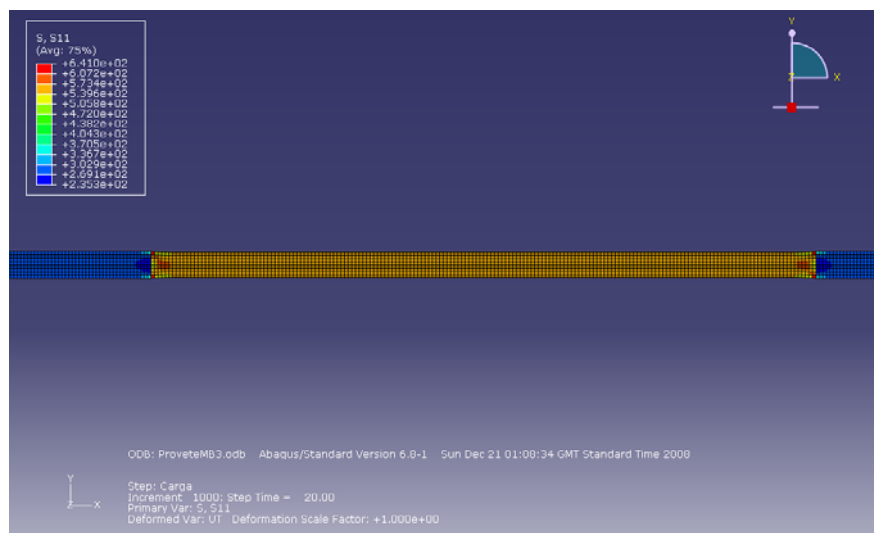
	Resultados medidos	Resultados calculados	Diferença (%)
Tensão cedência, $\sigma_{0.2}$ (MPa)	327,7	382,7	16,8
Tensão máxima, $\sigma_{Max}$ (MPa)	558,8	556,8	$\approx 0$
Coeficiente de resistência, K (MPa)	747,5	762,2	1,9
Coeficiente de encruamento, n	0,170	0,186	9,4

**Tabela 6.1 – Comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D**

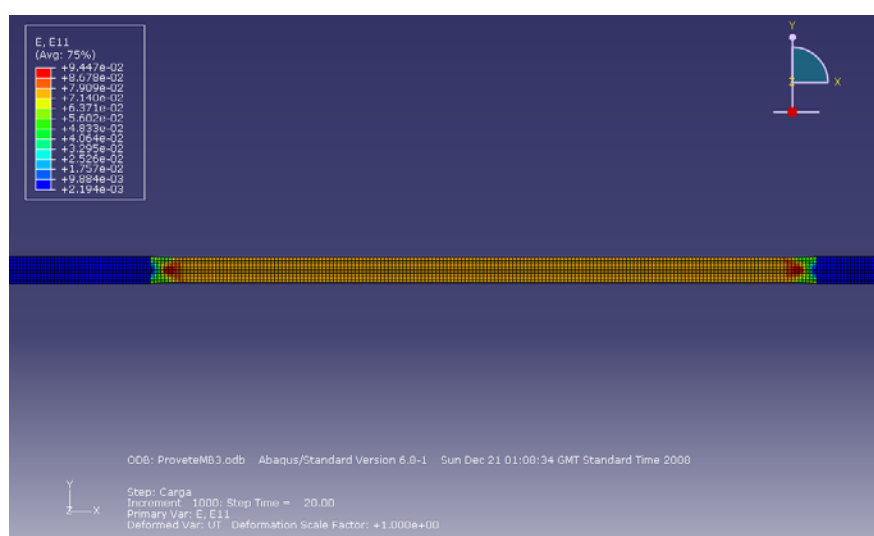


**Gráfico 6.3 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D**

Observando a distribuição de tensões e extensões segundo x (*figura 6.2 e 6.3*), no último instante de deslocamento, verifica-se que existe uma grande homogeneidade entre as amarras do provete.



**Figura 6.2 - Distribuição das tensões segundo x – provete 2D MB**

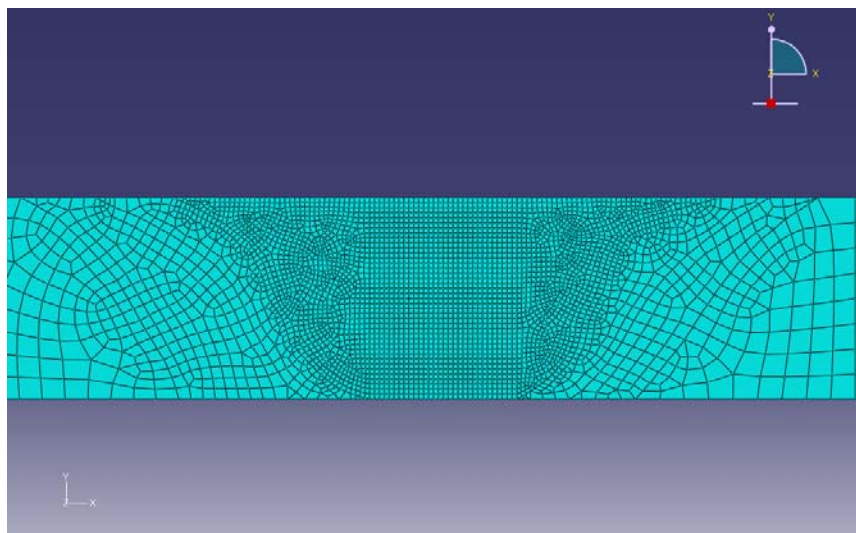


**Figura 6.3 - Distribuição das extensões segundo x – provete MB**

### 6.1.2. Provete soldado sem defeitos

Depois de se ter modelado um ensaio de tracção de um provete de material base, considerou-se um provete com soldadura. O objectivo deste ensaio foi comprovar a aproximação das propriedades na zona de soldadura. Tal como no ensaio anterior, através da análise da curva computacional obtida e posteriormente comparação com a curva experimental é possível tirar uma conclusão.

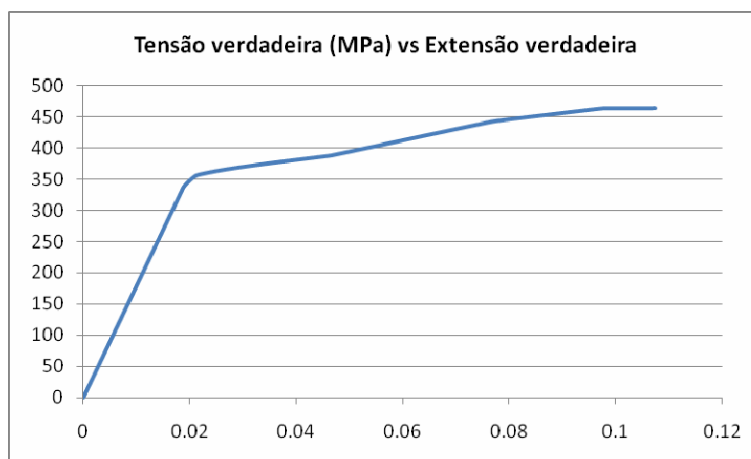
A construção de uma malha regular, neste caso, foi algo mais complexa. A geometria, na zona de soldadura, tornou necessária a utilização de alguns elementos triangulares. Estes foram apenas utilizados em locais onde a geometria formava ângulos agudos com valores baixos. A malha é constituída principalmente por elementos quadráticos (*figura 6.4*).



**Figura 6.4 - Malha do provete 2D SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0)**

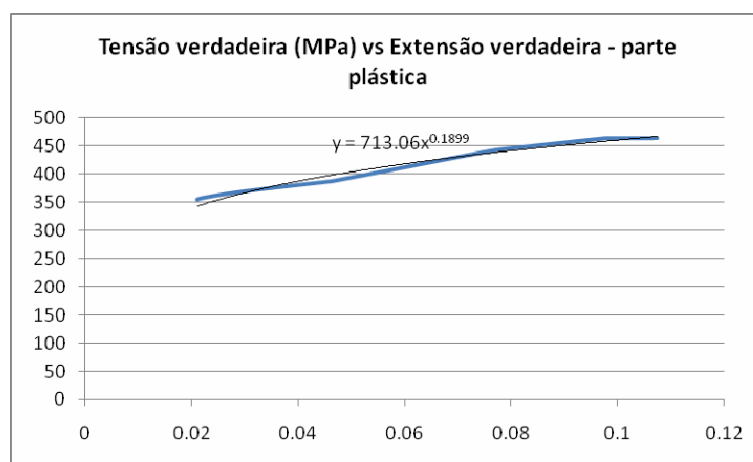
As curvas tensão vs extensão (*gráfico 6.4 e 6.5*), resultante da modelação, apresentam uma boa aproximação com os resultados experimentais (*Anexo 9.1, figura 9.4; comparação no gráfico 6.6*). Como seria de esperar a tensão de cedência e o coeficiente de encruamento são mais elevados, no entanto verifica-se que, para o mesmo deslocamento, a tensão máxima e o coeficiente de resistência,  $K$ , são ligeiramente inferiores (*tabela 6.2*). Esta diferença deve-se muito provavelmente a:

- Se ter considerado um provete 2D em estado de extensão plana;
- Se ter considerado propriedades isotrópicas;
- Se ter considerado as mesmas propriedades na ZAC e ZATM;
- Diferenças de geometria do nugget que não são aparentes na imagem utilizada para a modelação;
- E/ou a alterações provocadas pela utilização de alguns elementos triangulares.



**Gráfico 6.4 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 11**

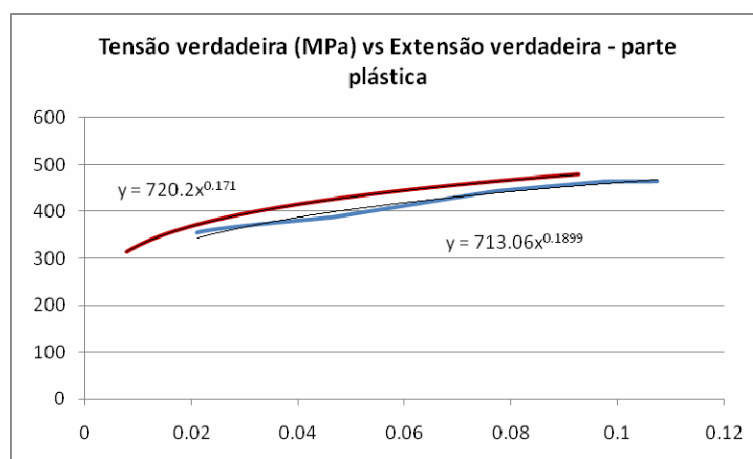




**Gráfico 6.5 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 11**

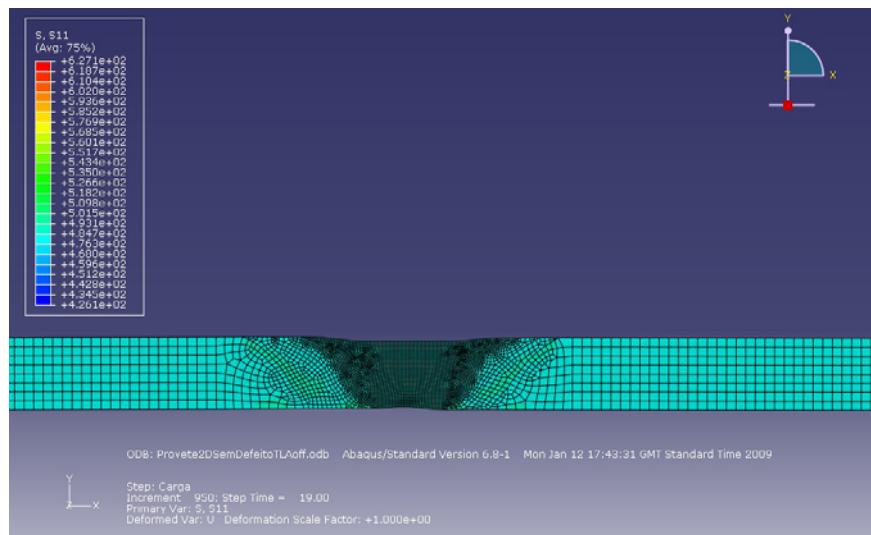
	Resultados experimentais	Resultados computacionais	Diferença (%)
Tensão cedência, $\sigma_{0.2}$ (MPa)	312,9	348,3	11,3
Tensão máxima, $\sigma_{Max}$ (MPa)	479,6	464,1	-3,2
Coeficiente de resistência, K (MPa)	720,2	713,06	-1
Coeficiente de encruamento, n	0,171	0,190	11,1

**Tabela 6.2 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 11**

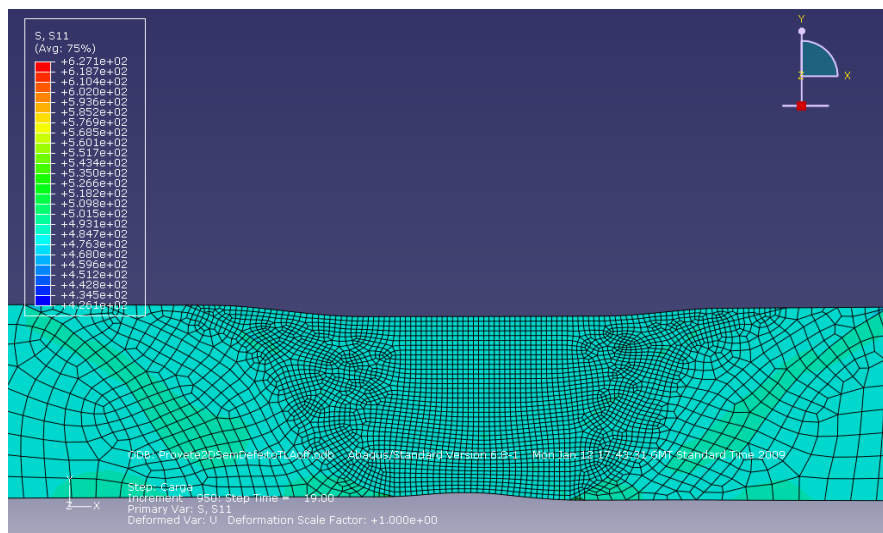


**Gráfico 6.6 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 11**

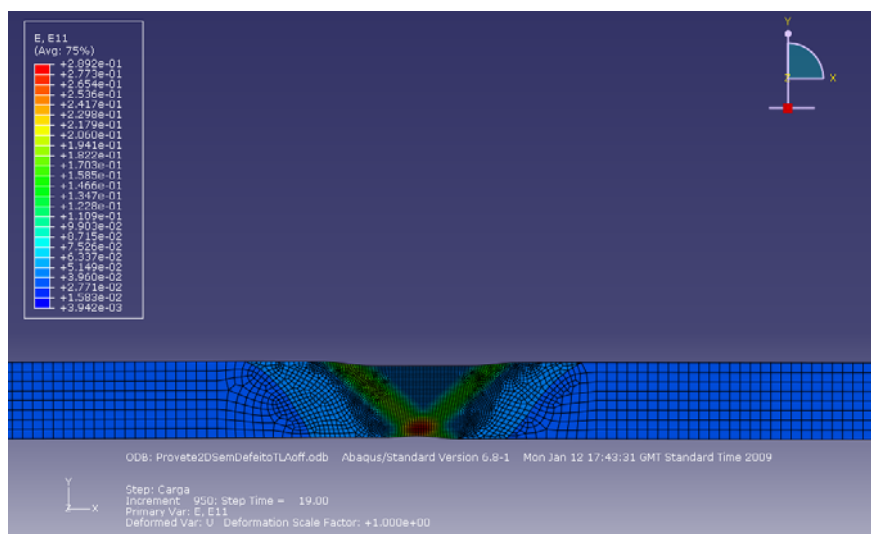
A boa comparação entre as curvas, permite-nos fazer algumas observações em relação a este ensaio. Ao observar as *figuras 6.5 e 6.6*, que representam a distribuição da tensão segundo x no último instante do deslocamento, verifica-se uma maior concentração das tensões na ZAC. Isto está em conformidade com os resultados experimentais dos ensaios de tracção, em que o provete iniciou a fractura sempre pela ZAC. No entanto não é possível concluir se a fractura se dá pelo lado em avanço ou recuo.



**Figura 6.5 - Distribuição das tensões segundo x – provete 2D SFL 11**



**Figura 6.6 - Distribuição das tensões segundo x, no nugget – provete 2D SFL 11**



**Figura 6.7 - Distribuição das extensões segundo x – provete 2D SFL 11**

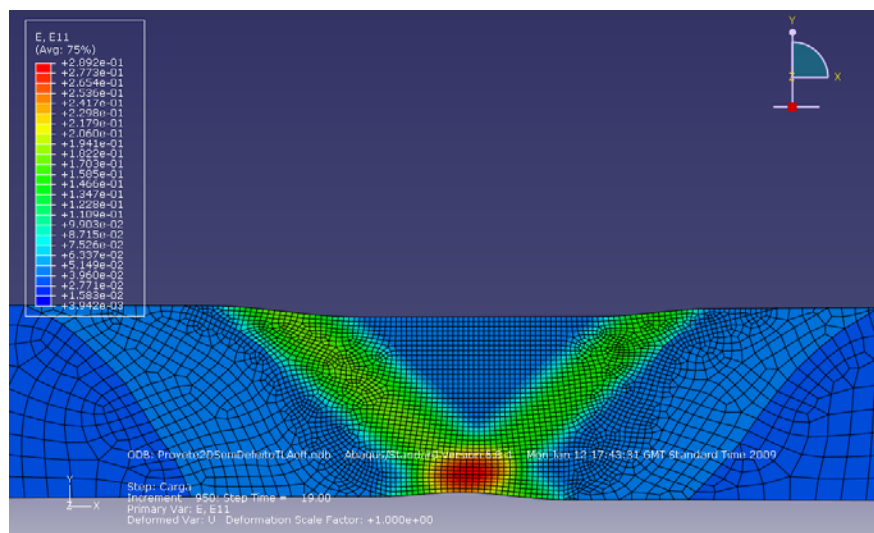


Figura 6.8 - Distribuição das extensões segundo x, no nugget – provete 2D SFL 11

### 6.1.3. Provette soldado com defeito do tipo II

A presença de um defeito, na raiz da soldadura e a construção de um contorno (figura 6.10), para o cálculo do integral J, dificultou a construção da malha. Foi necessário recorrer a uma malha mais fina junto ao defeito. Usaram-se essencialmente elementos quadráticos, recorrendo-se apenas a elementos triangulares para completar a malha em zonas com ângulos agudos e de pouca influência (figura 6.9).

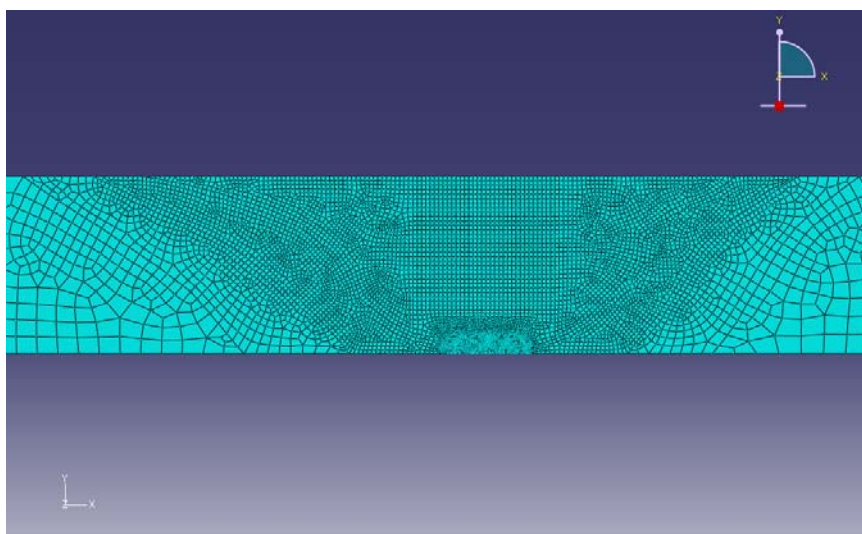
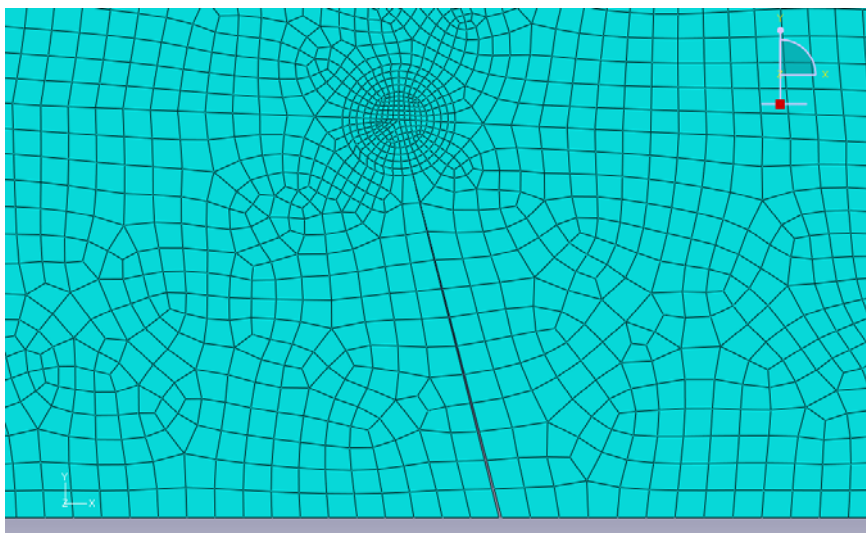
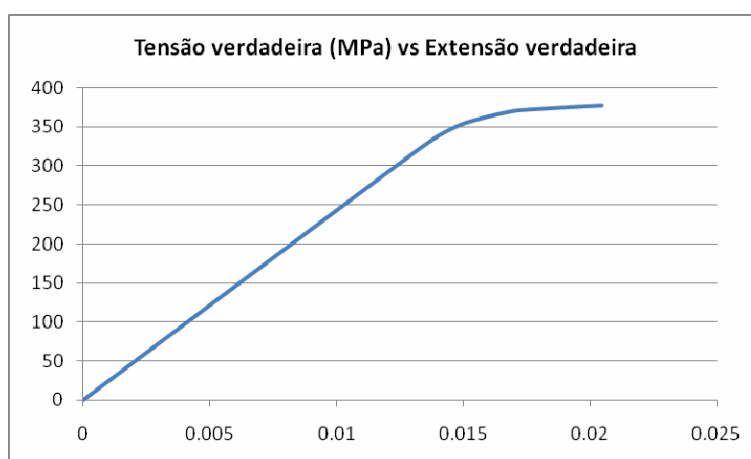


Figura 6.9 - Malha do provete 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II)

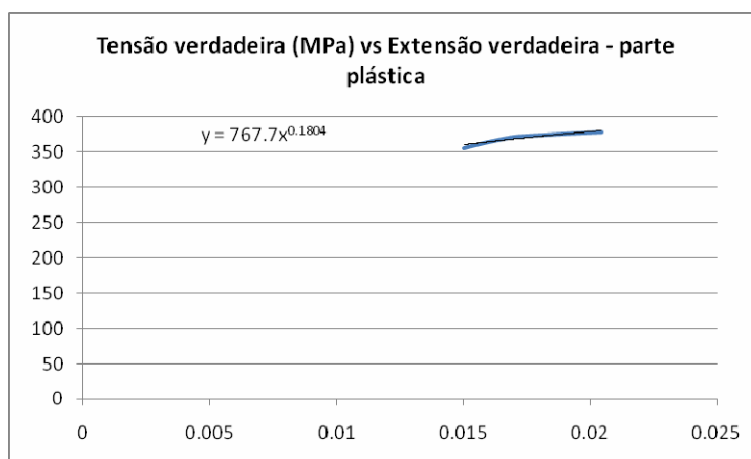


**Figura 6.10 - Malha do provete 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II)**

Observando as curvas tensão vs extensão no *gráfico 6.7 e 6.8*, verifica-se uma boa concordância com os ensaios experimentais (*Anexo 9.1, figura 9.6*; comparação no *gráfico 6.9*). Os valores do coeficiente de encruamento, tensão máxima e coeficiente de resistência, K, para o mesmo deslocamento final, são muito próximos (*tabela 6.3*). A tensão de cedência é cerca de 17% superior.



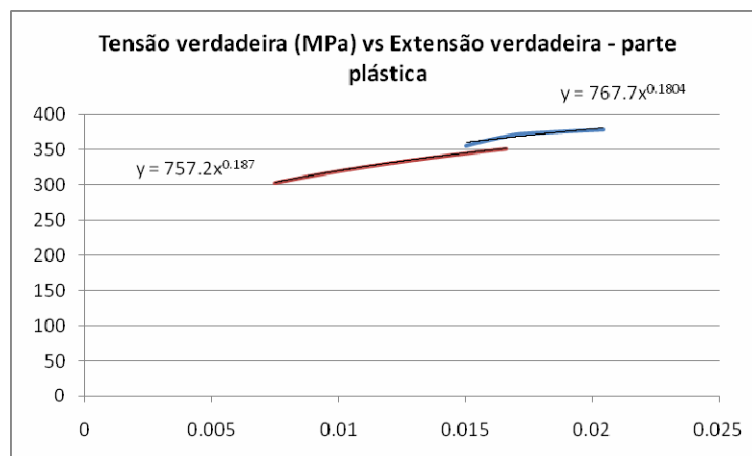
**Gráfico 6.7 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 19**



**Gráfico 6.8 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 19**

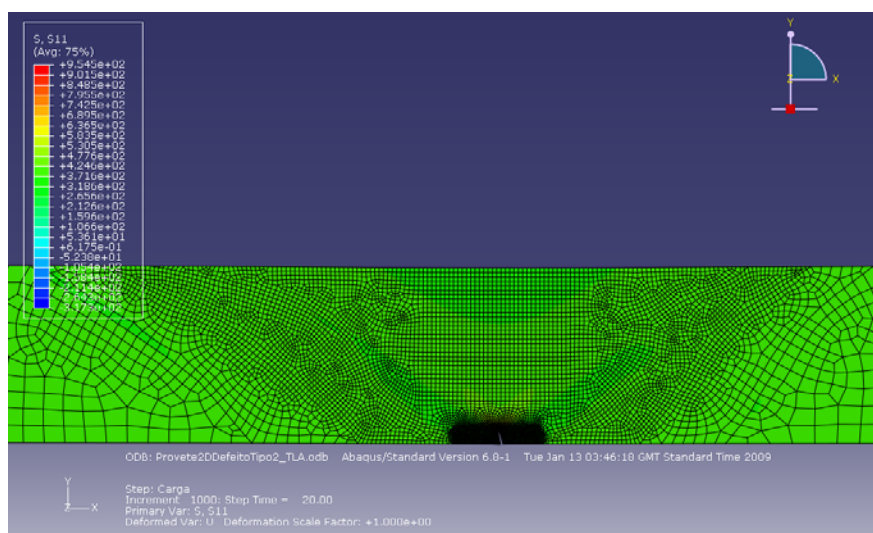
	Resultados experimentais	Resultados computacionais	Diferença (%)
Tensão cedência, $\sigma_{ced}$ (MPa)	303,1	354,7	17,0
Tensão máxima, $\sigma_{Max}$ (MPa)	351,9	377,8	7,4
Coefficiente de resistência, K (MPa)	757,7	767,7	1,3
Coefficiente de encruamento, n	0,187	0.180	-3,7

**Tabela 6.3 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 19**



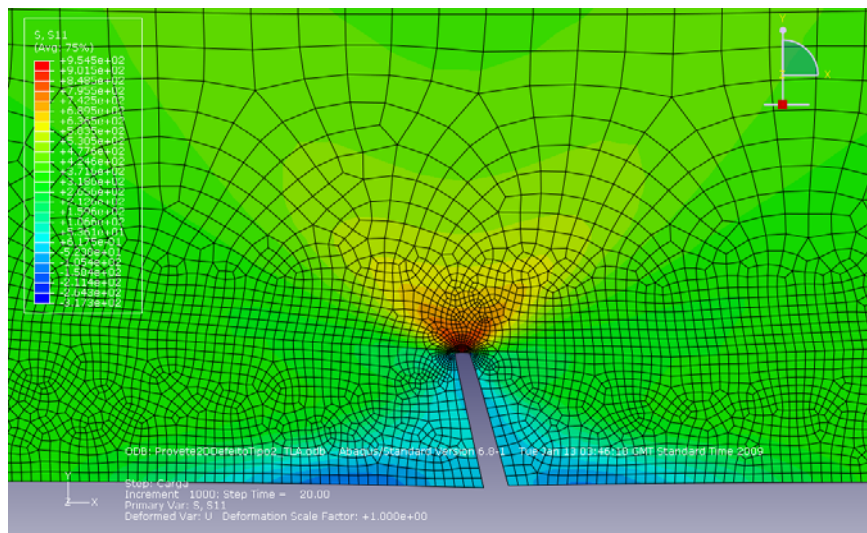
**Gráfico 6.9 – Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 19**

A partir das *figuras 6.11 a 6.12*, verifica-se uma concentração das tensões e extensões na ponta do defeito, sugerindo que a rotura se vai iniciar a partir do defeito. Esta foi observada nos ensaios experimentais.

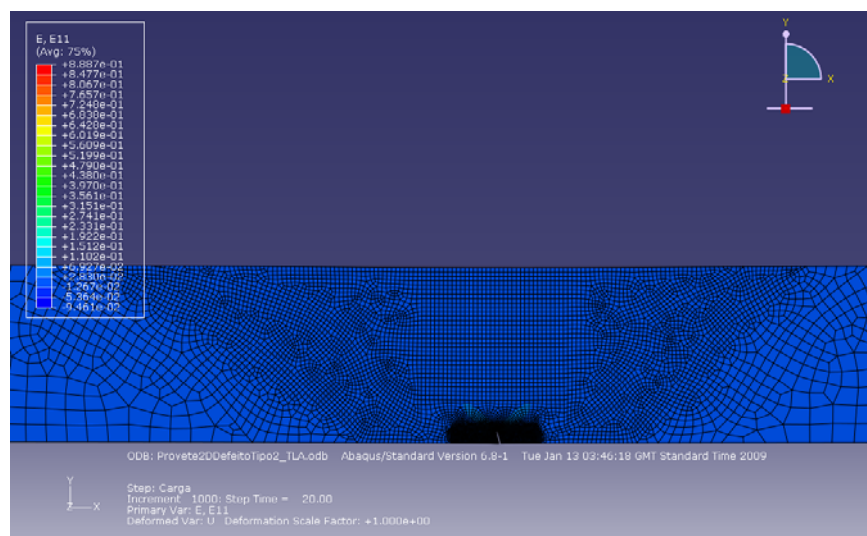


**Figura 6.11 -Distribuição das tensões segundo x - provete 2D SFL 19**

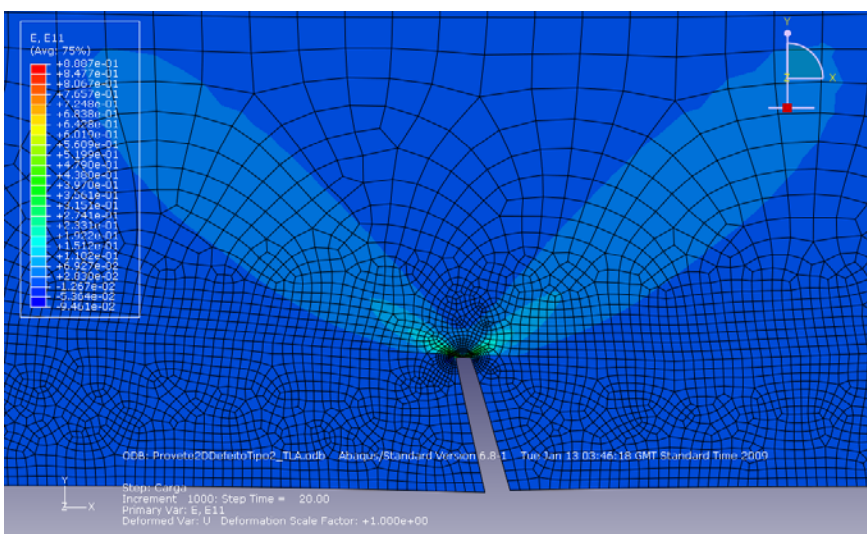




**Figura 6.12 -Distribuição das tensões segundo x, no defeito - provete 2D SFL 19**



**Figura 6.13 - Distribuição das extensões segundo x - provete SFL 19**



**Figura 6.14 - Distribuição das extensões segundo x, no defeito - provete SFL 19**

### 6.1.3.1. Mecânica da fractura linear elástica, MFLE

Cálculo do factor de intensidade de tensões, K:

$$K = Y \times \sigma \times \sqrt{\pi \times a}$$

Onde Y é o factor geométrico e a o comprimento do defeito. Y pode ser calculado, neste caso, a partir de:

$$Y = 1,12 - 0,12 \times \left(\frac{a}{w}\right) + 2,46 \times \left(\frac{a}{w}\right)^2 - 2,71 \times \left(\frac{a}{w}\right)^3 + 1,9 \times \left(\frac{a}{w}\right)^4$$

Onde a é o comprimento do defeito e w a espessura do provete.

Sendo  $a=0.28\text{mm}$  e  $w=4$  tem-se que:

$$Y \approx 1,12$$

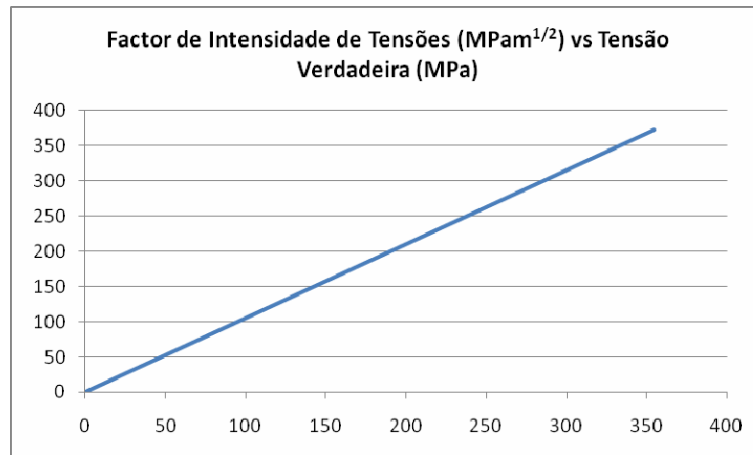


Gráfico 6.10 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X)

### 6.1.3.2. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP

Observando o *gráfico 6.11*, verifica-se um grande aumento da energia libertada num intervalo de deslocamento muito pequeno. Efectivamente, neste ensaio verificou-se uma rotura do tipo frágil. Este tipo de fractura ocorre de forma rápida e com muito pouca deformação plástica.

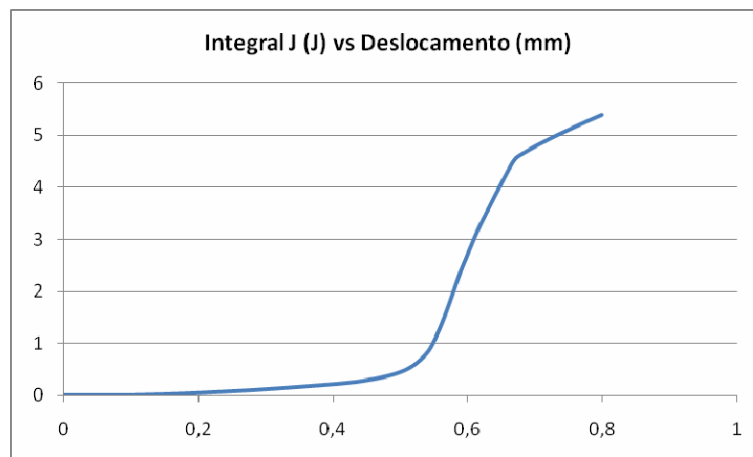


Gráfico 6.11 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x)

#### 6.1.4. Provete soldado com defeito do tipo III

A modelação deste ensaio foi efectuada recorrendo à macrografia da junta do provete SFL 38 [39]. No entanto devido à falta de informação, relativamente a ensaios de tracção e de flexão, para esta soldadura, recorreu-se aos resultados experimentais do ensaio SFL 39 para comparação com a modelação. Este ensaio apresenta uma junta soldada com o mesmo tipo de defeito que a SFL 38.

Este foi o ensaio em que a construção da malha foi mais complexa devido à presença de defeitos (*figuras 6.16 e 6.17*). De forma a obterem-se valores para o integral J, construiu-se uma malha mais refinada, o que aumentou o tempo de computação. Mais uma vez utilizaram-se principalmente elementos quadráticos, recorrendo apenas a elementos triangulares para completar a malha em zonas com ângulos agudos e de pouca influência (*figura 6.15*).

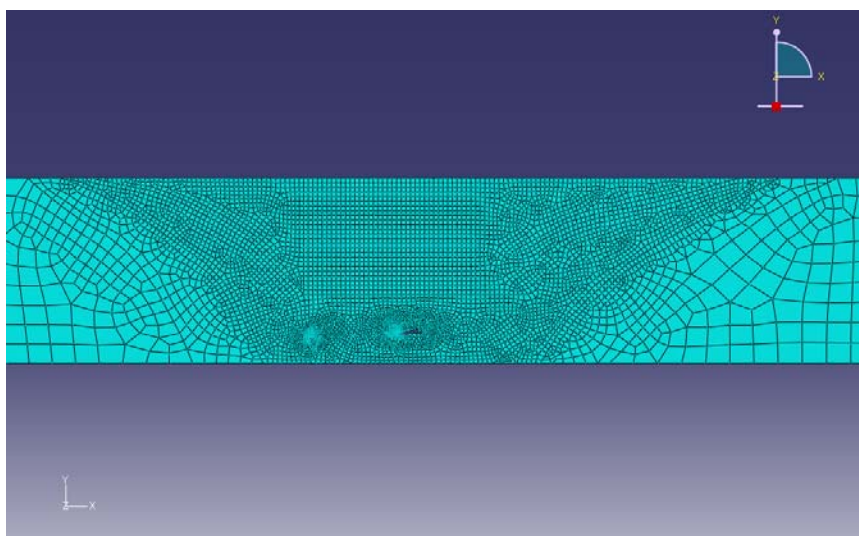


Figura 6.15 - Malha do provete 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III)

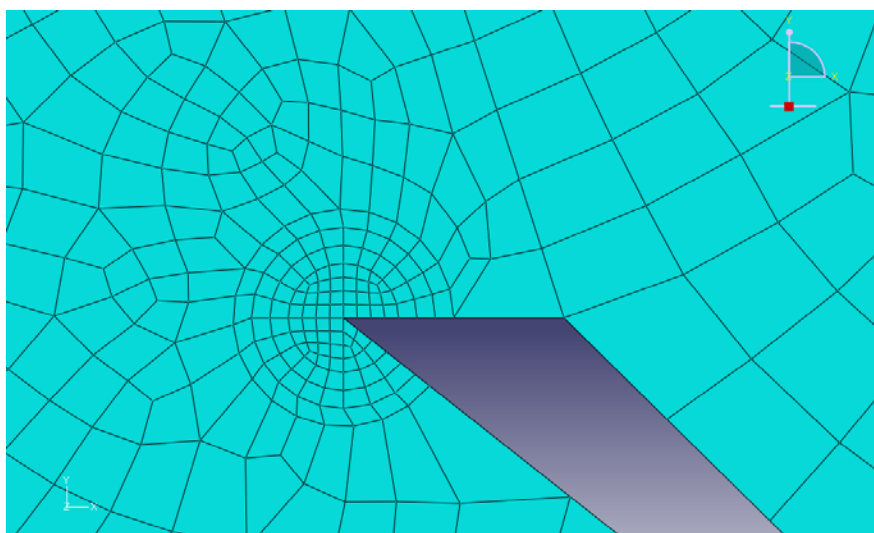
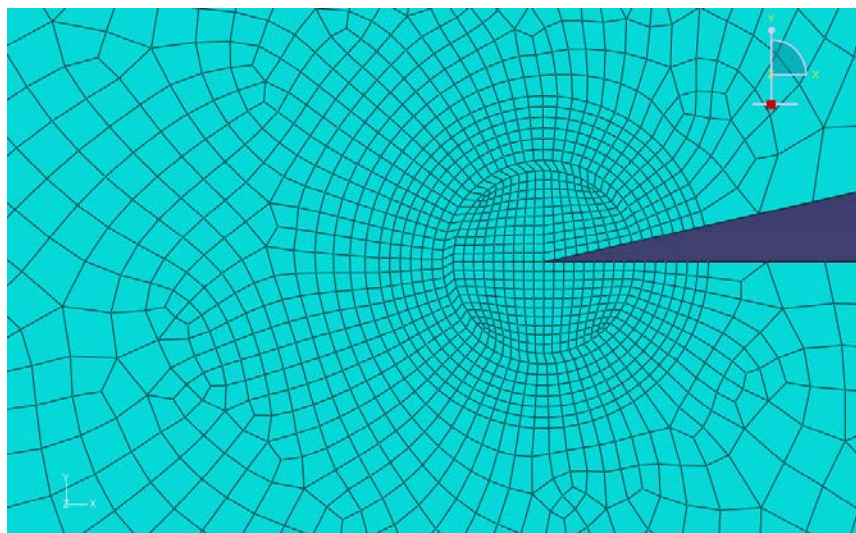


Figura 6.16 - Malha do provete 2D SFL 38 (defeito tipo III) - defeito na fronteira do nugget

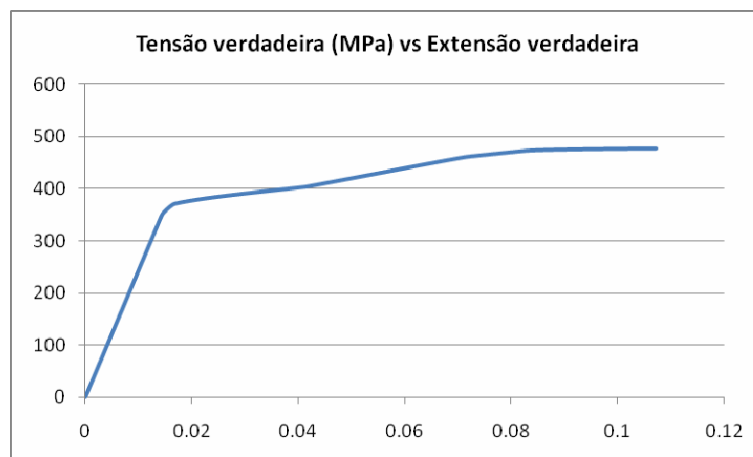




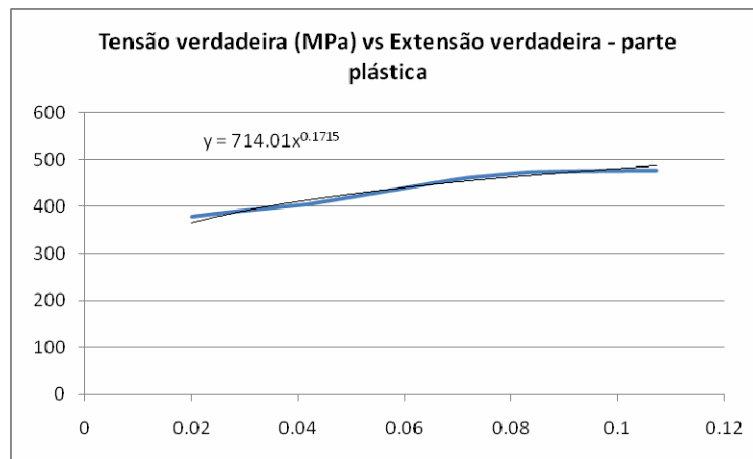
**Figura 6.17 - Malha do provete 2D SFL 38 (defeito tipo III) - defeito no nugget**

Este foi o ensaio que apresentou maior aproximação com os valores experimentais (*gráficos 6.12 e 6.13 – resultados computacionais; anexo 9.1, figura 9.9 – resultados experimentais, tabela 6.4 e gráfico 6.14 - comparação*). Esta observação foi inesperada tendo em conta a complexidade da geometria, da junta soldada e as simplificações consideradas. A modelação bidimensional considera que os defeitos atravessam todo o provete, o que muito provavelmente não acontece na realidade. Para além de considerar propriedades isotrópicas e iguais para a ZAC e ZATM. No entanto, os resultados experimentais e computacionais são bastante parecidos. Isto pode indicar que:

- As propriedades das diversas zonas da junta são determinantes na concordância dos resultados;
- A extensão, segundo a largura do provete, tem pouca influência nos resultados.



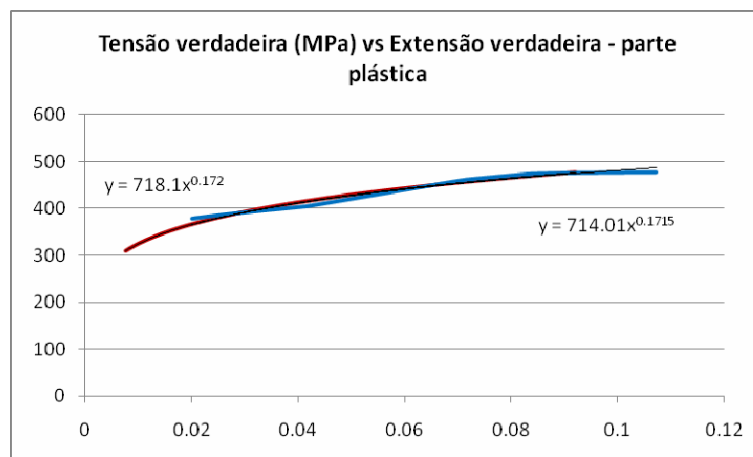
**Gráfico 6.12 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – provete 2D SFL 38**



**Gráfico 6.13 – Gráfico Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – provete 2D SFL 38**

	Resultados experimentais (SFL39)	Resultados computacionais	Diferença (%)
Tensão cedência, $\sigma_{0.2}$ (MPa)	309,6	377,7	22,0
Tensão máxima, $\sigma_{Max}$ (MPa)	476,4	477,7	$\approx 0$
Coeficiente de resistência, K (MPa)	718,1	714,0	-0,6
Coeficiente de encruamento, n	0,172	0.172	$\approx 0$

**Tabela 6.4 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 38**



**Gráfico 6.14 – Tensão verdadeira (eixo Y) vs Extensão verdadeira (eixo X) – parte plástica – comparação entre resultados computacionais e experimentais para o provete 2D SFL 38**

Observando as *figuras 6.18 e 6.19*, verifica-se que a rotura deve iniciar-se muito provavelmente num dos defeitos e propagar-se pela ZAC ou pelo Nugget. Pela distribuição das tensões a fractura deve propagar-se até à superfície. Não é possível concluir em qual dos defeitos se vai iniciar a rotura.

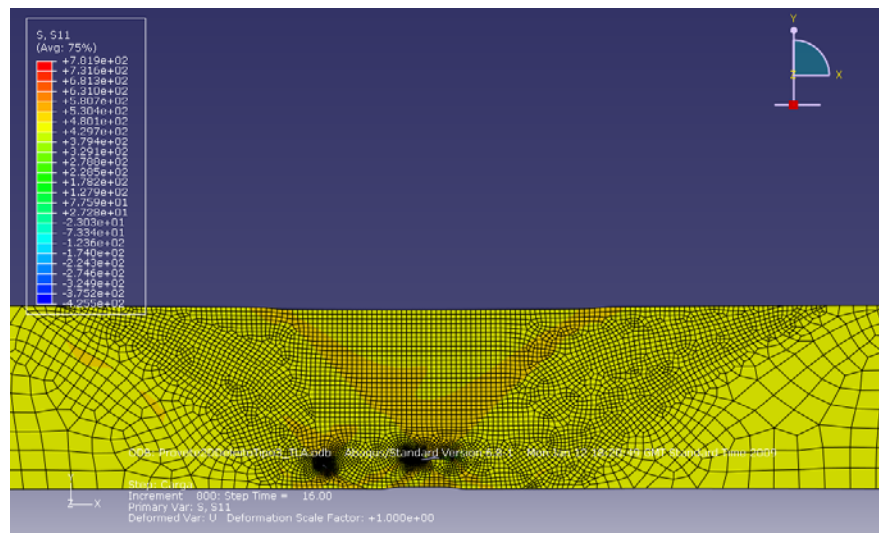


Figura 6.18 - Distribuição das tensões segundo x - provete 2D SFL 38

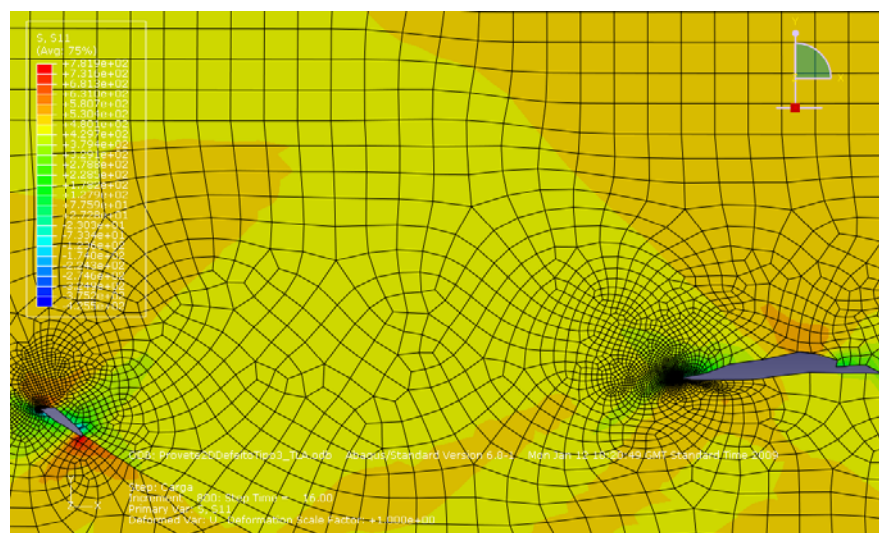


Figura 6.19 - Distribuição das tensões segundo x, nos defeitos - provete 2D SFL 38

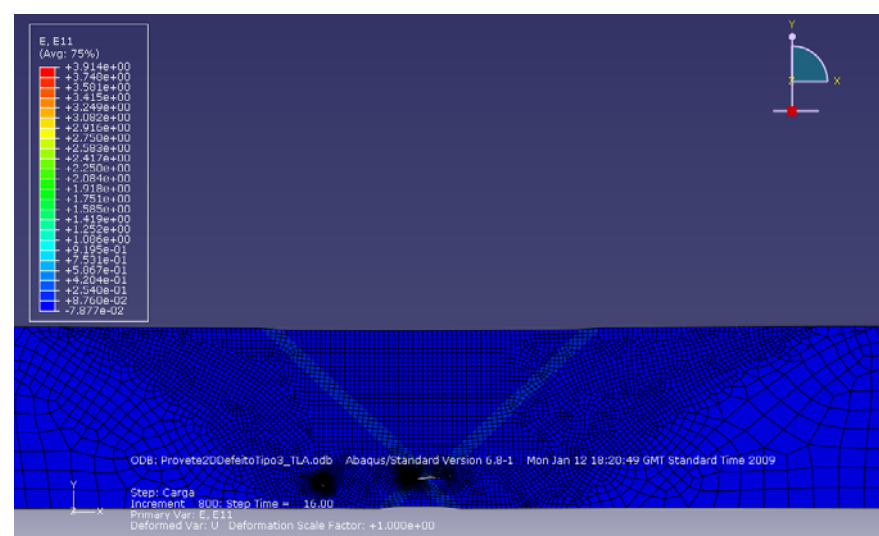


Figura 6.20 - Distribuição das extensões segundo x - provete 2D SFL 38

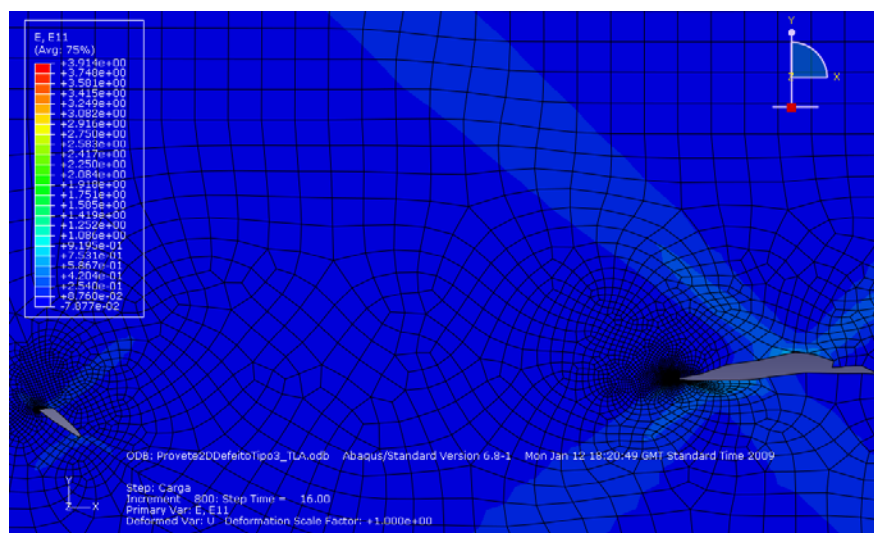


Figura 6.21 - Distribuição das extensões segundo x, nos defeitos - provete SFL 38

#### 6.1.4.1. Mecânica da fractura linear elástica, MFLE

Cálculo do factor de intensidade de tensões, K:

$$K = Y \times \sigma \times \sqrt{\pi \times a}$$

Onde Y é o factor geométrico e a metade do comprimento do defeito. Y pode ser calculado, neste caso, a partir de:

$$Y = \sin \beta \times \sin \beta$$

$$Y=0,396$$

Para o defeito na fronteira do nugget:

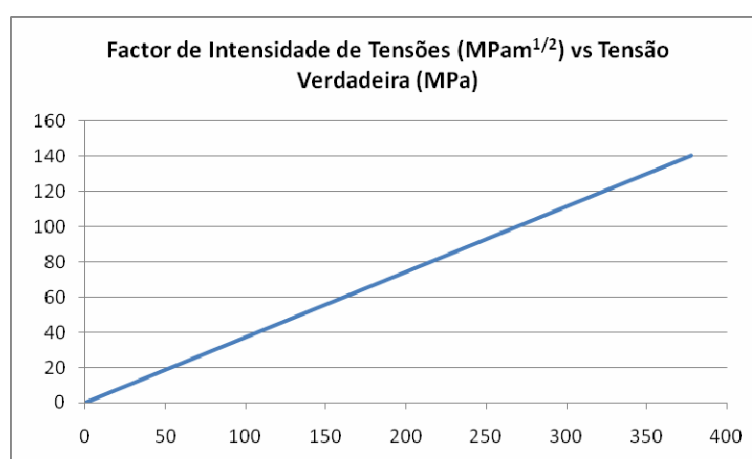


Gráfico 6.15 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) – defeito na fronteira do nugget

E:

$$Y = \frac{M_\theta M_\pi M_\pi M_T}{\varphi_0}$$

Com:

$M_\pi = 1$  no domínio de validade da MFLE

$$M_\pi = 1 + 0,12 \times \left(1 - 0,75 \times \frac{a}{c}\right)$$

$$M_\pi = \left(\frac{w}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{w}\right)^{\frac{1}{2}}$$

$$M_\theta = \left(\sin \theta \times \sin \theta + \frac{a^2}{c^2} \times \cos \theta \times \cos \theta\right)^{\frac{1}{2}}$$

$$\varphi_0 = \left[1 + 1,464 \times \left(\frac{a}{c}\right)^{1,64}\right]^{0,8} \text{ para } a/c > 1$$

Para o defeito no nugget:

Sendo  $\beta=39^\circ$ ,  $a=0,52$ ,  $c=0.09$  tem-se que:

$$M_\pi = 0,6$$

$$M_\pi = 1,02$$

$$\varphi_0 = 5,2$$

e

$$M_\theta = 2,4 \text{ para } \theta=0$$

$$M_\theta = 1 \text{ para } \theta=\pi/2$$

Assim:

$Y=0,28$  para  $\theta=0$  e  $Y=0,12$  para  $\theta=\pi/2$

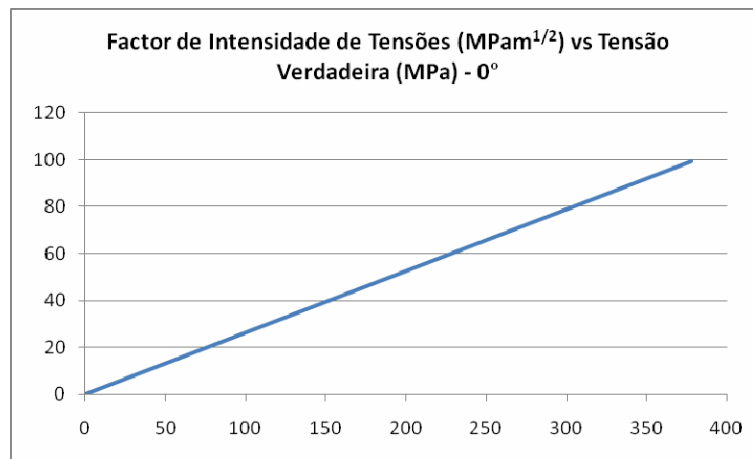


Gráfico 6.16 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) - 0° - defeito no nugget

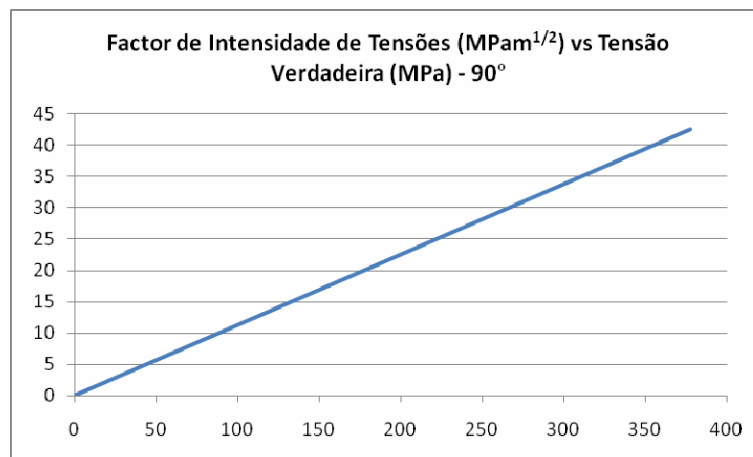


Gráfico 6.17 - Factor de Intensidade de Tensões (eixo Y) vs Tensão Verdadeira (eixo X) - 90° - defeito no nugget

#### 6.1.4.2. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP

Observando o *gráfico 6.18* relativo ao defeito na fronteira do nugget, verifica-se que existe pouca libertação de energia ao longo de todo o ensaio. O comportamento do material é do tipo elasto-plástico. Relativamente ao defeito no nugget (*gráfico 6.19*) verifica-se o oposto: um grande aumento da energia num intervalo de deslocamento muito pequeno. O comportamento do material é do tipo linear elástico.

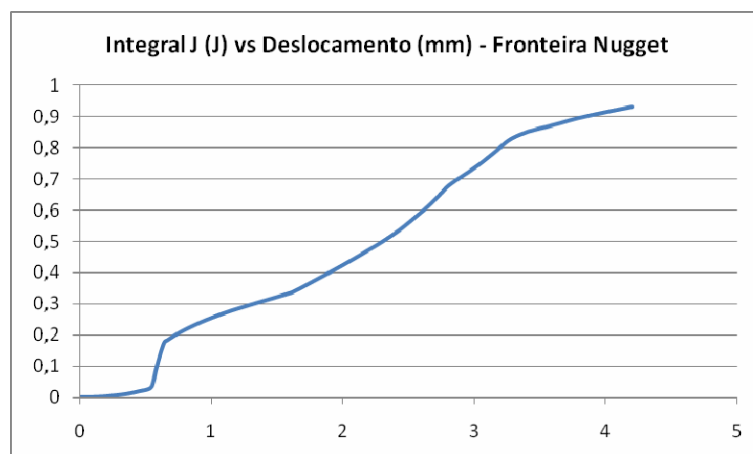


Gráfico 6.18 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget

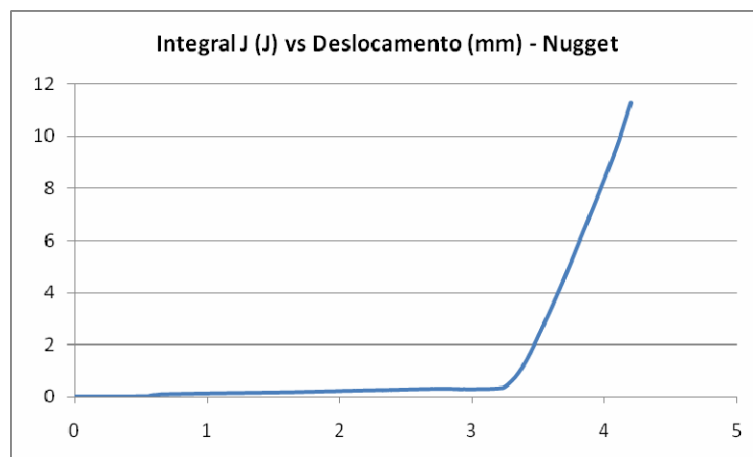


Gráfico 6.19 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito no nugget

## 6.2. Ensaios de flexão

### 6.2.1. Provete de material base

Neste tipo de ensaio a zona mais importante situa-se abaixo do mandril e entre os apoios. Assim é importante que a malha nesta zona seja mais refinada. Construiu-se uma malha quadrática com 8 elementos verticais (*figura 6.22*) na zona entre os apoios. Através da medição da reacção, no mandril, foi possível obter uma curva força vs. deslocamento (*gráfico 6.20*). Este procedimento foi utilizado em todos os ensaios com algumas alterações na construção da malha.

O coeficiente de atrito entre as superfícies foi considerado igual a 0,5. Na secção 6.2.5. fez-se um estudo com coeficientes de atrito diferentes.

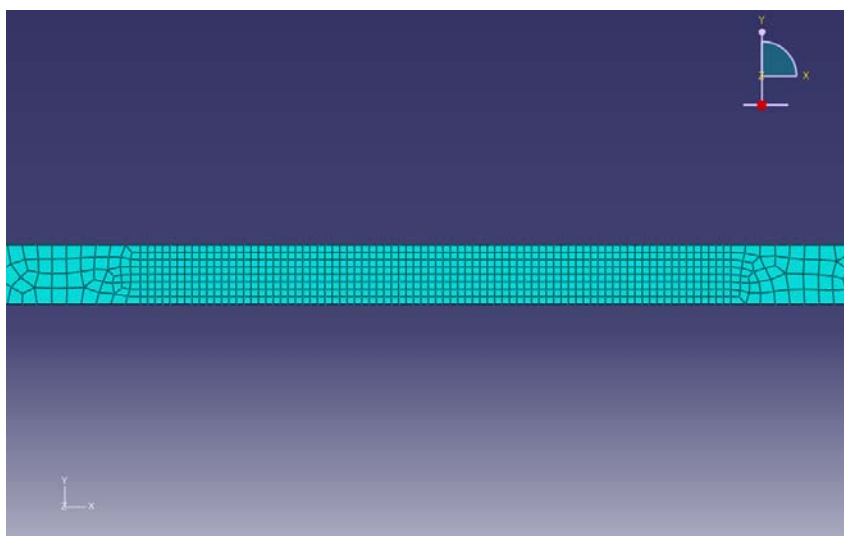
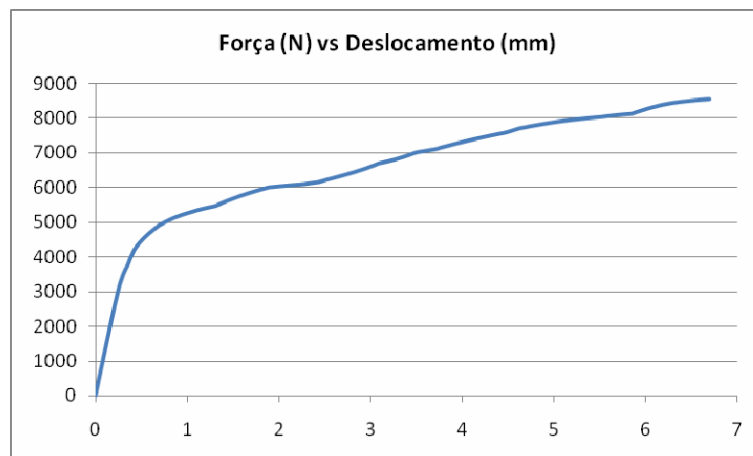


Figura 6.22 - Malha do provete 2D de material base

Comparando os resultados experimentais (*tabela 4.9 e figura 9.12 a*) do anexo 9.2) e computacionais (*tabela 6.5*), verifica-se uma discrepância significativa no resultado da força máxima aplicada no ensaio. Isto significa que as simplificações consideradas têm um maior peso nos resultados computacionais dos ensaios flexão. Sendo o ângulo de dobragem inferior, o provete modelado é mais resistente à flexão que o experimental.



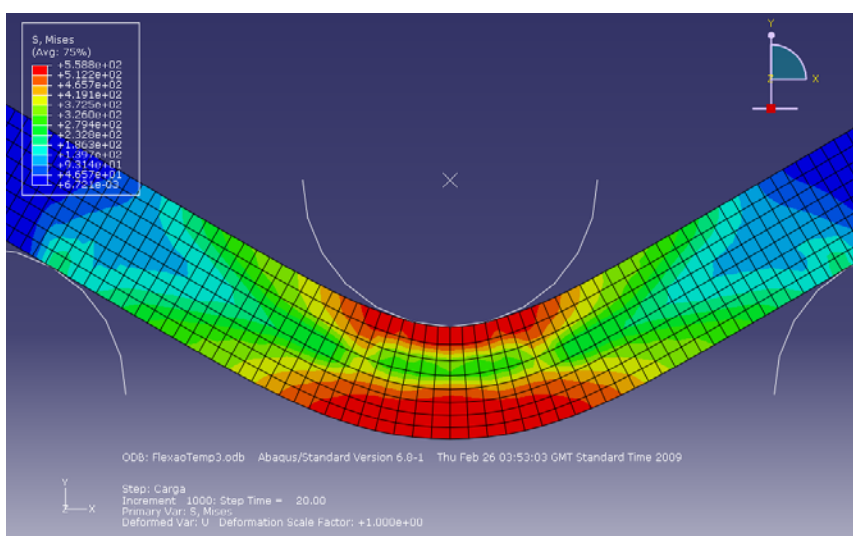


**Gráfico 6.20 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D MB**

	Resultados medidos	Resultados calculados	Diferença (%)
Força Máxima, $F_{Max}$ (N)	6928,1	8560	23,6
Ângulo, $\alpha$ (°)	62,42	61	-2,3

**Tabela 6.5 – Comparação entre resultados medidos experimentalmente e calculados para o metal base no provete 2D**

Observando a *figura 6.23*, verifica-se a importância que tem a refinação da malha, na região abaixo do mandril. É nesta região que se vão concentrar as tensões.



**Figura 6.23 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D MB**

### 6.2.2. Provete soldado sem defeitos

A construção de uma malha regular, neste caso, foi algo mais complexa. Para além da geometria foi preciso ter em consideração, nestes ensaios, a maior dificuldade em conseguir a convergência da solução num período de tempo relativamente baixo. Uma malha demasiado refinada pode aumentar significativamente o tempo de computação. O contrário pode originar resultados bastante diferentes dos experimentais.

A malha foi constituída principalmente por elementos quadráticos (*figura 6.24*).O recurso



a elementos triangulares foi limitado. Estes foram apenas utilizados em locais onde a geometria formava ângulos agudos com valores baixos.

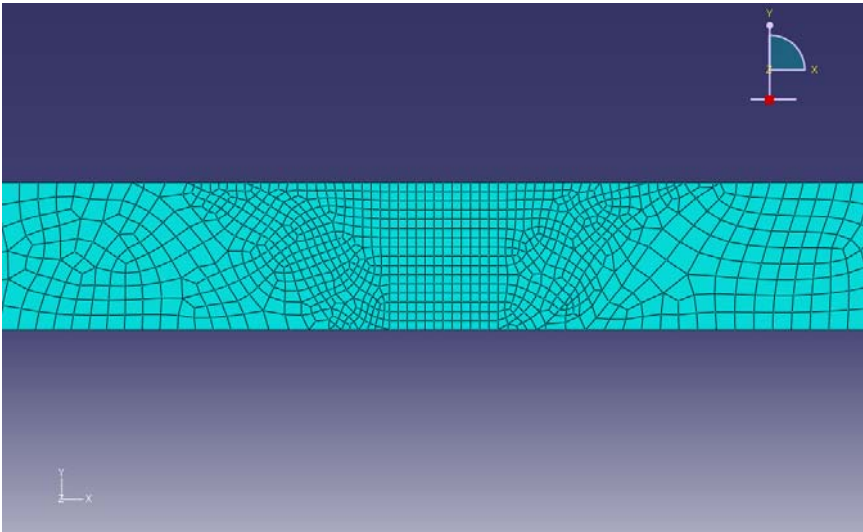


Figura 6.24 - Malha do provete 2D SFL 11, sem defeito (defeito tipo 0)

De entre os quatros ensaios de flexão computacionais iniciais, este foi o que mais se aproximou da experimentação (*tabela 4.9 e figura 9.12 b) do anexo 9.2 – resultados experimentais; gráfico 6.21 – resultados computacionais; tabela 6.6 – comparação dos resultados*). Observando a *figura 6.25* verifica-se que as tensões se vão concentrar na zona do nugget. Tendo em conta a importância desta zona, pode afirmar-se que se conseguiu uma boa modelação das propriedades da mesma.

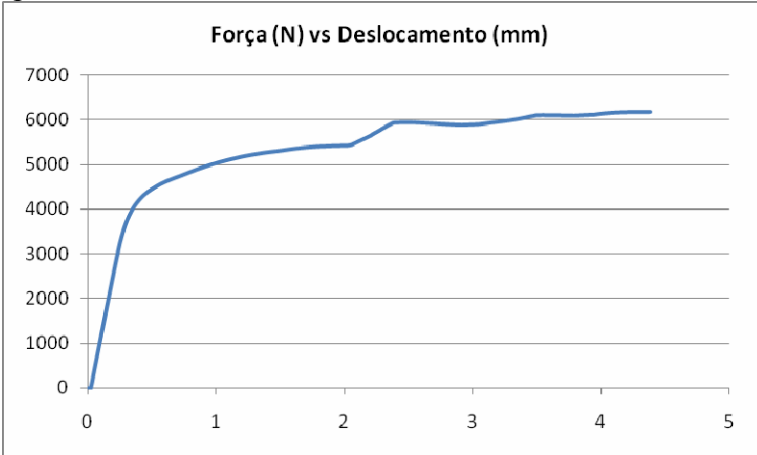
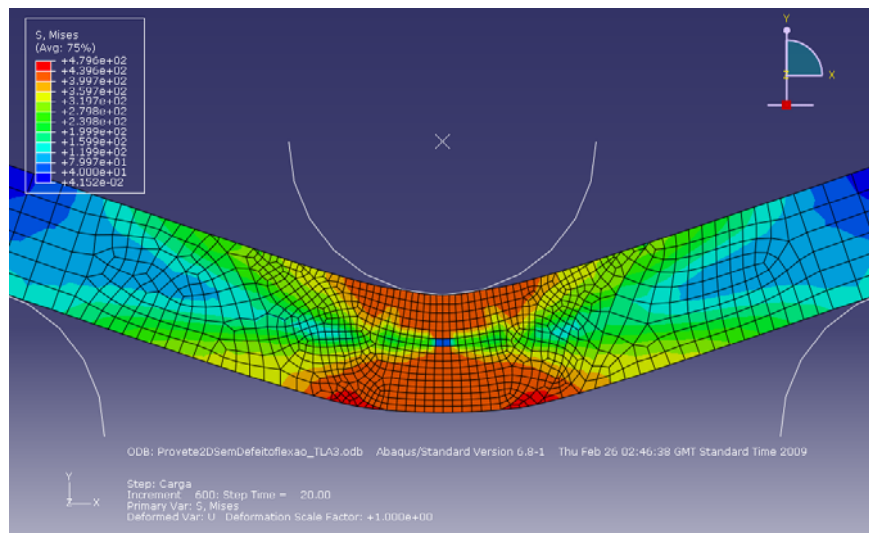


Gráfico 6.21 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 11

	Resultados medidos	Resultados calculados	Diferença (%)
Força Máxima, F <sub>Max</sub>	6148,21	6168	0,3
Ângulo, α	43,4	38	-12,4

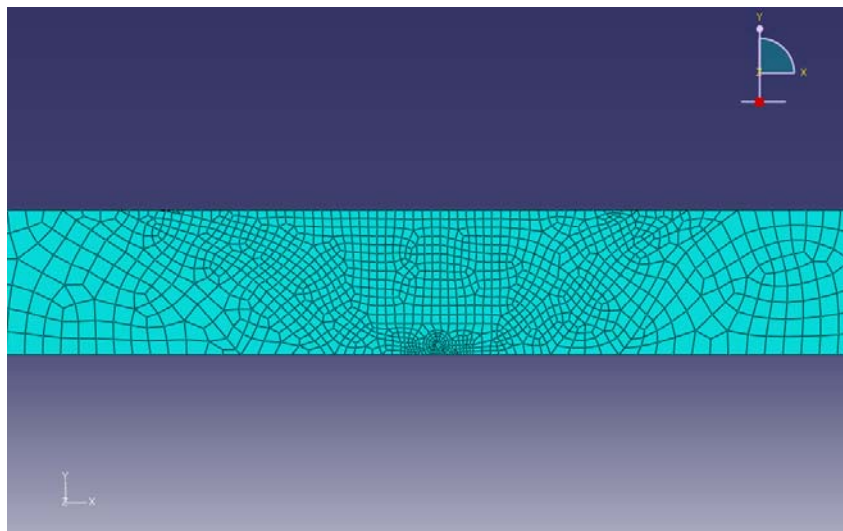
Tabela 6.6 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 11



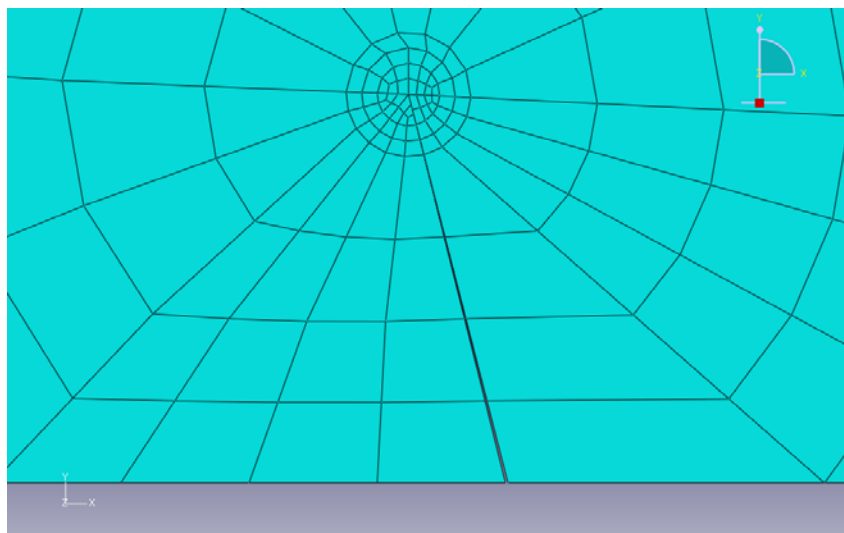
**Figura 6.25 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL 11**

### 6.2.3. Provete soldado com defeito do tipo II

A presença de um defeito, na raiz da soldadura, e a construção de um contorno (*figura 6.27*), para o cálculo do integral J, dificultou a construção da malha. Foi necessário recorrer a uma malha mais fina, junto ao defeito. Utilizaram-se principalmente elementos quadráticos, recorrendo-se apenas a elementos triangulares para completar a malha em zonas com ângulos agudos e de pouca influência (*figura 6.26*).

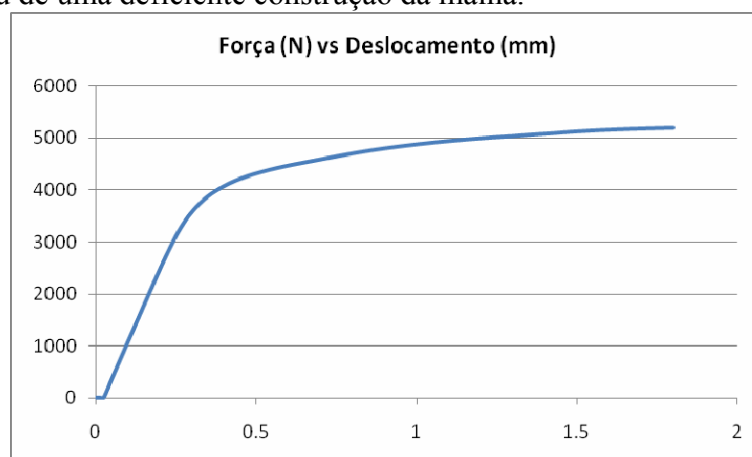


**Figura 6.26 - Malha do provete 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II)**



**Figura 6.27 - Malha do provete 2D SFL 19, com defeito na raiz (defeito tipo II)**

Existe uma grande diferença entre a experimentação (*tabela 4.9 e figura 9.13 do anexo 9.2*) e a simulação (*gráfico 6.22 e tabela 6.7*). Isto pode ser resultado das simplificações consideradas e/ou de uma deficiente construção da malha.



**Gráfico 6.22 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 19**

	Resultados medidos	Resultados calculados	Diferença (%)
Força Máxima, $F_{Max}$	4434,03	5199	17,3
Ângulo, $\alpha$	18,59	15	-19,3

**Tabela 6.7 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 19**

As tensões concentram-se na zona do nugget (*figura 6.28*) e a presença de um defeito na raiz intensifica as tensões pelo que a rotura vai iniciar-se no defeito (*figura 6.29*).

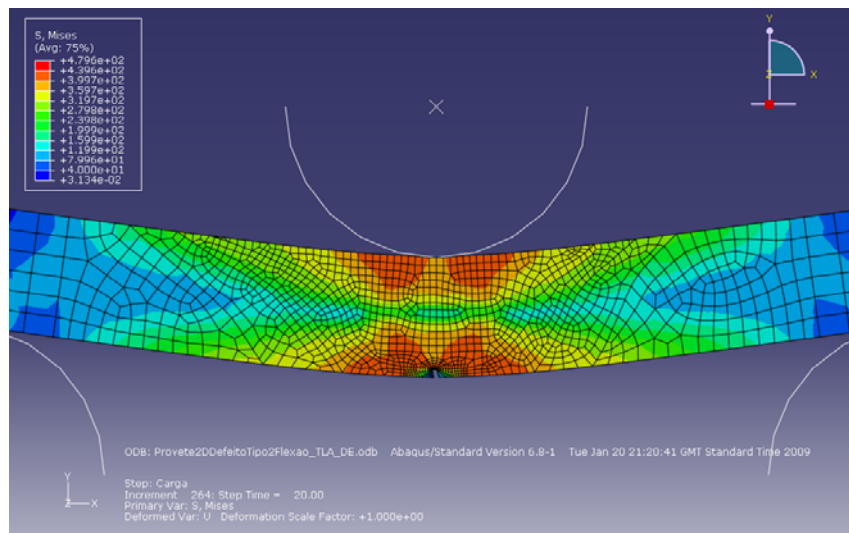


Figura 6.28 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL 19

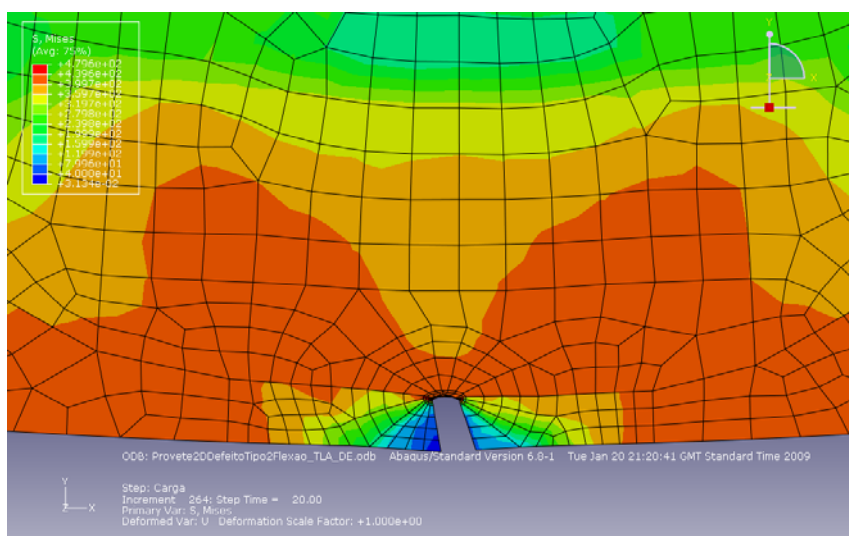
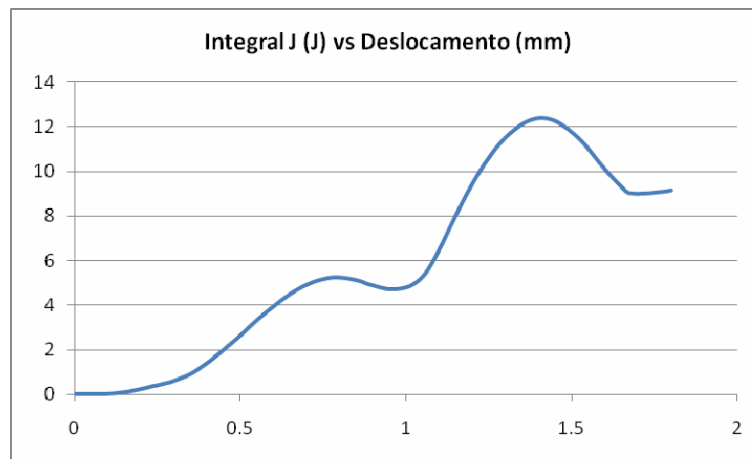


Figura 6.29 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL 19

### 6.2.3.1. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP

Observando o *gráfico 6.23*, verifica-se um grande aumento da energia libertada num intervalo de deslocamento muito pequeno. A rotura vai ocorrer de forma rápida. O gráfico apresenta uma forma ondulada que poderá indicar uma deficiente construção de malha e/ou resultado da distribuição das tensões no provete.

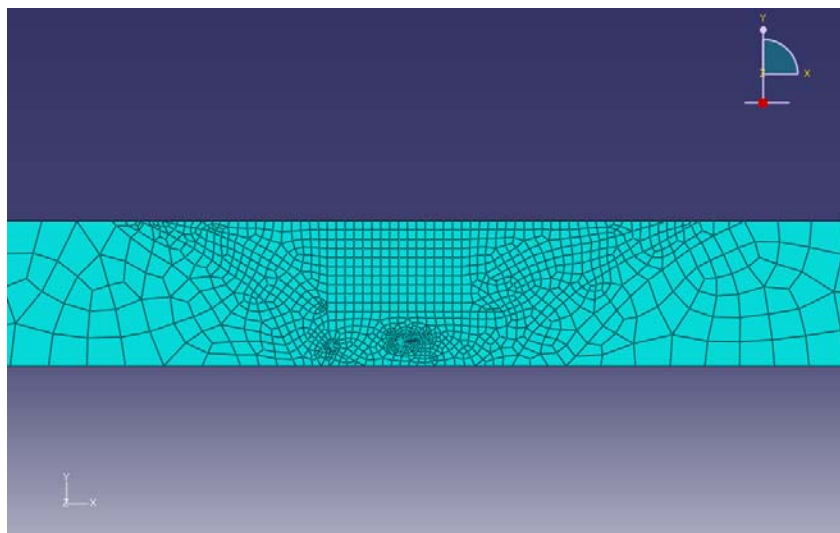


**Gráfico 6.23 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x)**

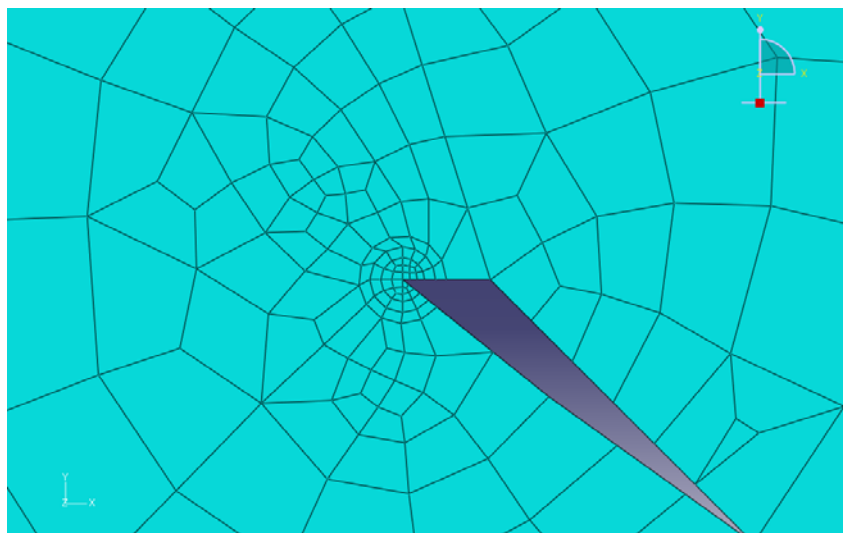
#### **6.2.4. Provete soldado com defeito do tipo III**

A modelação deste ensaio foi efectuada recorrendo à macrografia da junta do provete SFL 38 [39]. No entanto devido à falta de informação, relativamente a ensaios de tracção e de flexão, para esta soldadura, recorreu-se aos resultados experimentais do ensaio SFL 39 para comparação com a modelação. Este ensaio apresenta uma junta soldada com o mesmo tipo de defeito que a SFL 38.

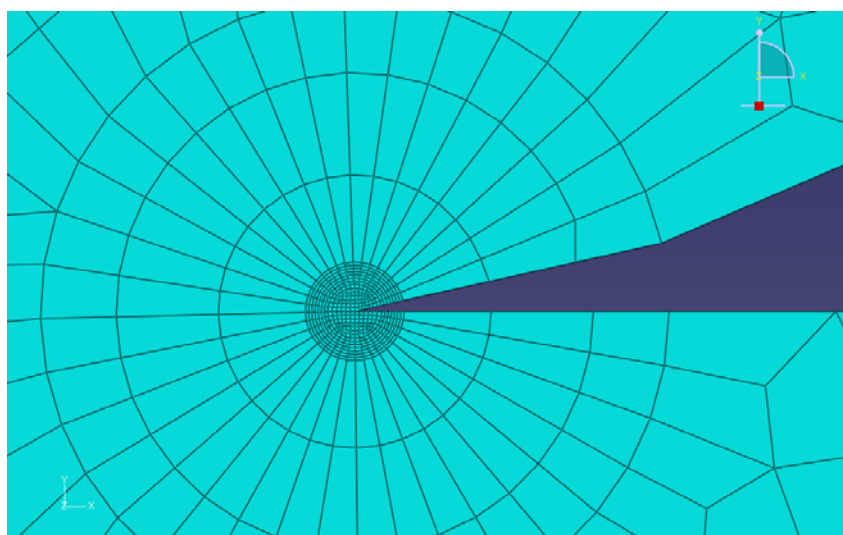
A presença de defeitos (*figura 6.31 e 6.32*) complicou a construção da malha. De forma a obterem-se os valores para o integral J construiu-se uma malha mais refinada, junto aos defeitos. Usou-se principalmente elementos quadráticos, recorrendo-se apenas a elementos triangulares para completar a malha em zonas com ângulos agudos e de pouca influência (*figura 6.30*).



**Figura 6.30 - Malha do provete 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III)**



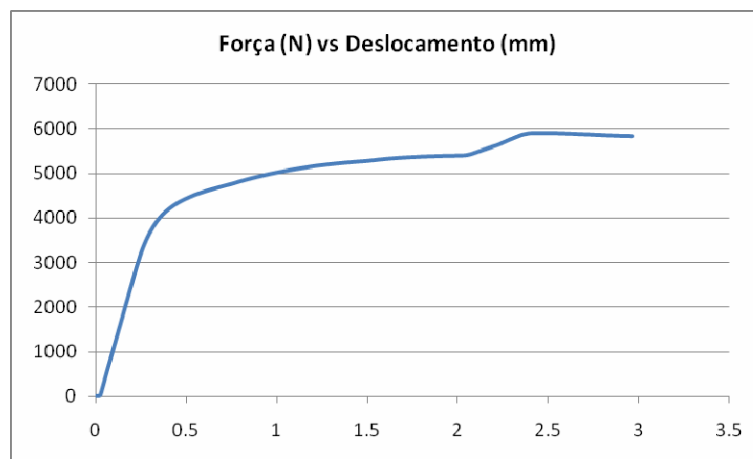
**Figura 6.31 - Malha do provete 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) – defeito na fronteira do nugget**



**Figura 6.32 - Malha do provete 2D SFL 38, com defeito em volume (defeito tipo III) – defeito no nugget**

Este ensaio apresenta uma boa aproximação com os valores experimentais ((*tabela 4.9 e figura 9.14 do anexo 9.2* – resultados experimentais; *gráfico 6.24* – resultados computacionais; *tabela 6.8* – comparação dos resultados). Tal como no ensaio de tracção o resultado é surpreendente. Isto pode indicar que:

- As propriedades das diversas zonas da junta são determinantes na concordância dos resultados;
- A extensão, segundo a largura do provete, tem pouca influência nos resultados.

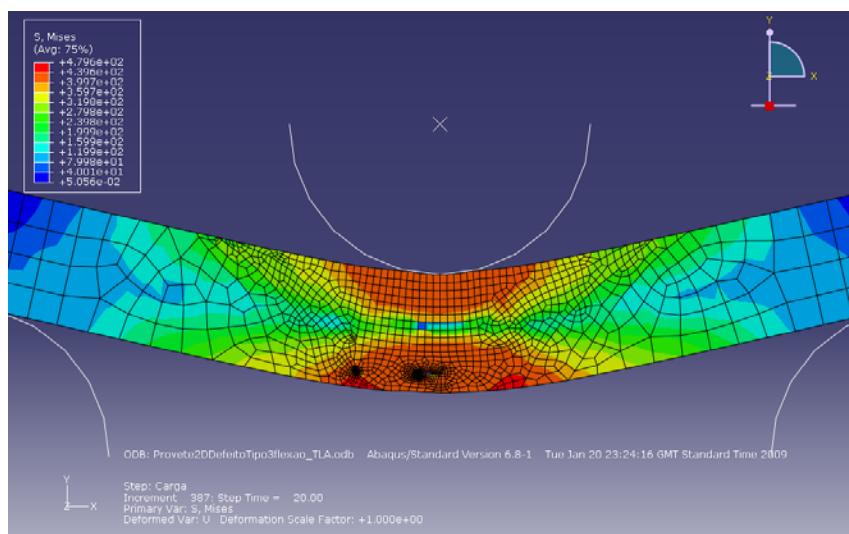


**Gráfico 6.24 – Gráfico Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL 38**

	Resultados medidos (SFL39)	Resultados calculados	Diferença (%)
Força Máxima, $F_{Max}$	5661,9	5830	2,9
Ângulo, $\alpha$	30,13	26	13,7

**Tabela 6.8 – Comparação entre resultados computacionais e experimentais – provete 2D SFL 38**

Devido à concentração de tensões, juntos aos defeitos, a fractura neste ensaio vai-se iniciar muito provavelmente pela ZATM ou pelo nugget (*figuras 6.33 e 6.34*).



**Figura 6.33 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL 38**

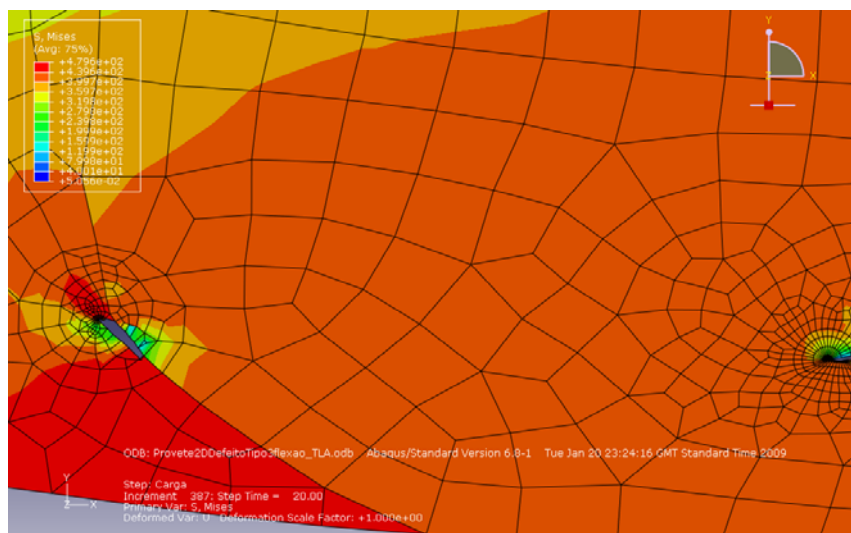


Figura 6.34 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL 38

#### 6.2.4.1. Mecânica da fractura elasto-plástica, MFEP

Observando o *gráfico 6.25*, relativo ao defeito na fronteira do nugget, verifica-se que existe pouca libertação de energia ao longo de todo o ensaio. Relativamente ao defeito no nugget (*gráfico 6.26*) verifica-se o oposto: um grande aumento da energia num intervalo de deslocamento muito pequeno. O comportamento à fractura é do tipo linear elástico.

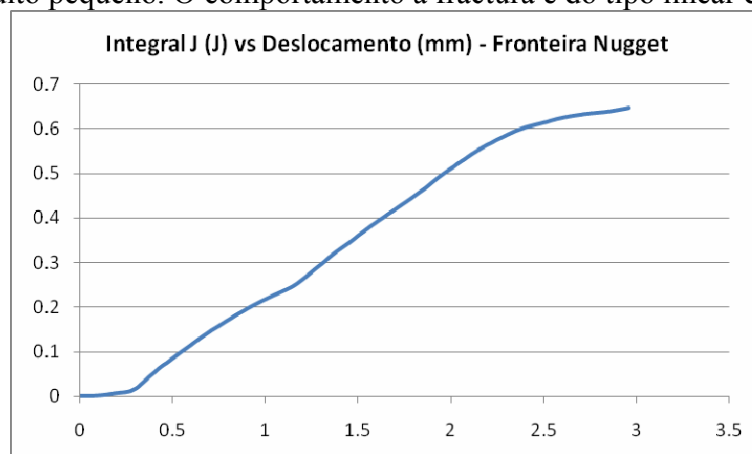


Gráfico 6.25 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget

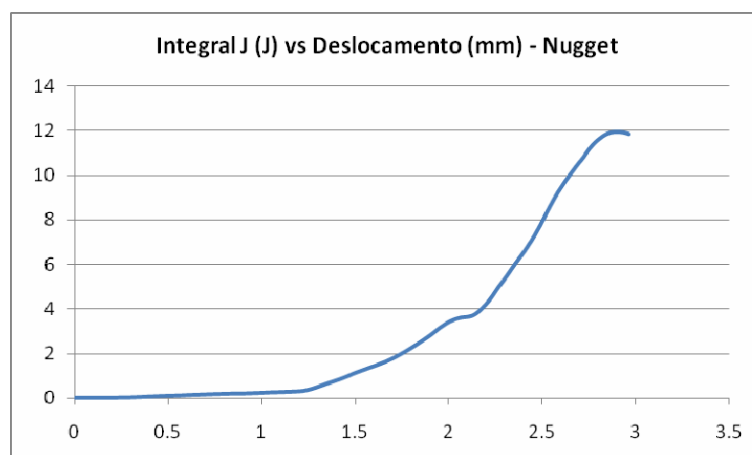


Gráfico 6.26 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito no nugget



### 6.2.5. Influência do atrito e das propriedades da superfície no ensaio de flexão

Nesta fase do trabalho estudou-se o efeito das propriedades na superfície e o atrito entre o mandril e o provete com o objectivo de analisar a influência que estes parâmetros tinham na simulação dos ensaios de flexão. Assim, considerou-se uma variação das propriedades da superfície com uma espessura variável e coeficientes de atrito entre a superfície e os apoios e o mandril diferentes.

Construíram-se diversas tabelas (*tabelas 6.9 a 6.14*) que demonstram directamente a influência de cada parâmetro.

Na *tabela 6.9* à *6.11* apresentam-se os valores para um provete de material base. Por observação das tabelas retiram-se as seguintes conclusões:

- O atrito afecta directamente a força máxima aplicada durante o ensaio de flexão. O aumento do atrito leva a um aumento da força máxima e não tem influência no ângulo de dobragem;
- As propriedades superficiais têm uma relação directa com a espessura da camada superficial, isto é, quanto maior a espessura considerada, maior a influência das propriedades superficiais na força de ensaio. Um provete com uma espessura superficial de 0,5 mm é mais sensível às propriedades superficiais do que um com uma espessura superficial de 0,25 mm. Assim se justifica que a força máxima, no ensaio de flexão de um provete de material base, seja maior para uma espessura de camada de 0,5mm, do que para uma de 0,25 mm, para uma tensão de cedência na camada superficial de 393 MPa, mas seja menor quando a tensão de cedência desta camada é de 309,17 MPa;
- Para uma camada superficial com uma tensão de cedência de 327,7 MPa (igual à do material base) a espessura da camada superficial tem pouca influência no valor da força máxima aplicada;
- Observou-se uma variação do ângulo, embora os ensaios não sejam concludentes nalguns casos por falta de convergência do programa. Contudo, o ângulo parece aumentar cerca de 1 a 2° quando a tensão de cedência é de 75,8 MPa.

Provete Material base – atrito 0,4								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	F <sub>Máx</sub> (N)	$\alpha$ (°)	F <sub>Máx</sub> (N)	$\alpha$ (°)	F <sub>Máx</sub> (N)	$\alpha$ (°)	F <sub>Máx</sub> (N)
75,8	-	-	61	7300	62	7094	Não convergiu (N.C.)	N.C.
309,17	-	-	60	7949	60	7857	60	7596
312,7	-	-	60	8132	60	8091	61	7935
327,7	60	8200	60	8359	60	8389	60	8338
393	-	-	60	8460	60	8493	N.C.	N.C.

Tabela 6.9 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,4

Provete Material base – atrito 0,5								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	62	7263	63	6541
309,17	-	-	61	8246	60	8163	N.C.	N.C.
312,7	-	-	61	8428	60	8408	60	8257
327,7	61	8560	60	8666	61	8687	61	8651
393	-	-	60	8784	61	8815	60	8856

Tabela 6.10 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,5

Provete Material base – atrito 0,6								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	N.C.	N.C.	63	6732
309,17	-	-	61	8502	61	8439	61	8153
312,7	-	-	61	8703	61	8689	61	8528
327,7	61	8865	61	8942	61	8969	61	8929
393	-	-	61	9059	60	9114	N.C.	N.C.

Tabela 6.11 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D de material base - coeficiente atrito 0,5

De forma a observar que influência tem o atrito, na curva força vs deslocamento, construiu-se o gráfico 6.27. Verifica-se que o atrito apenas afecta o ensaio já perto do deslocamento final. A distribuição das tensões não varia muito quando se altera o coeficiente de atrito (figura 6.35).

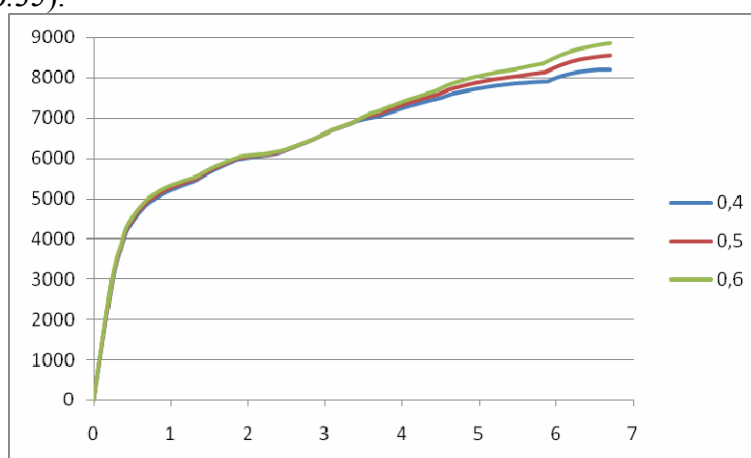
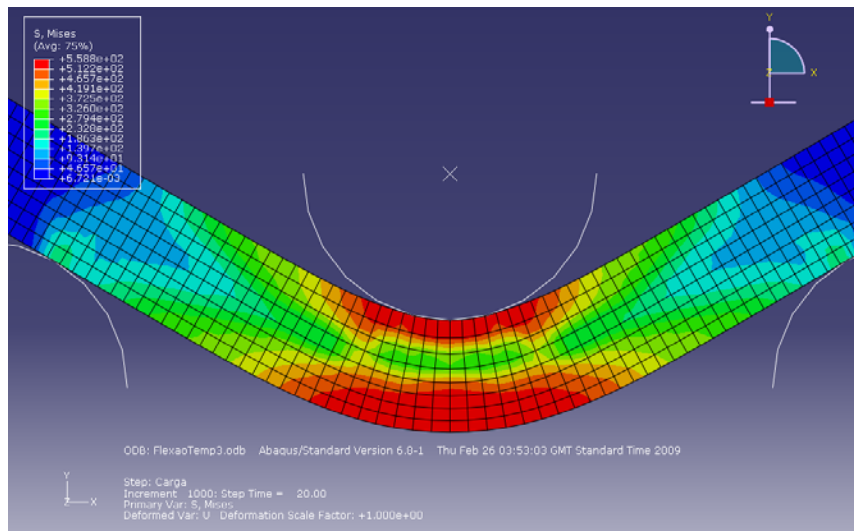


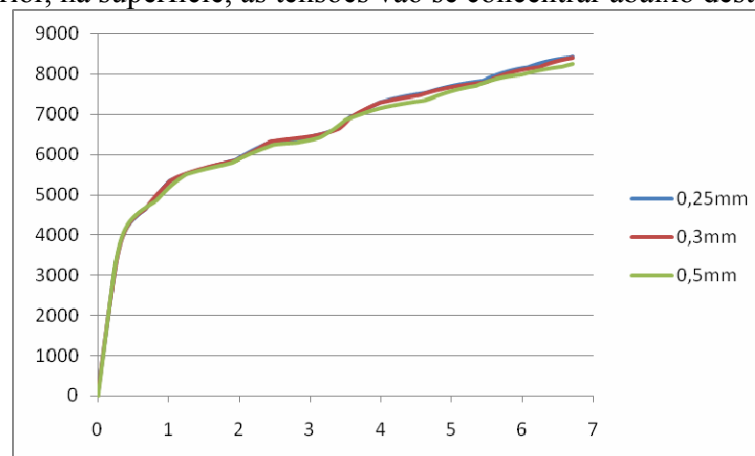
Gráfico 6.27 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base, sem camada superficial, com um coeficiente de atrito de 0,4, 0,5 e 0,6 entre superfícies



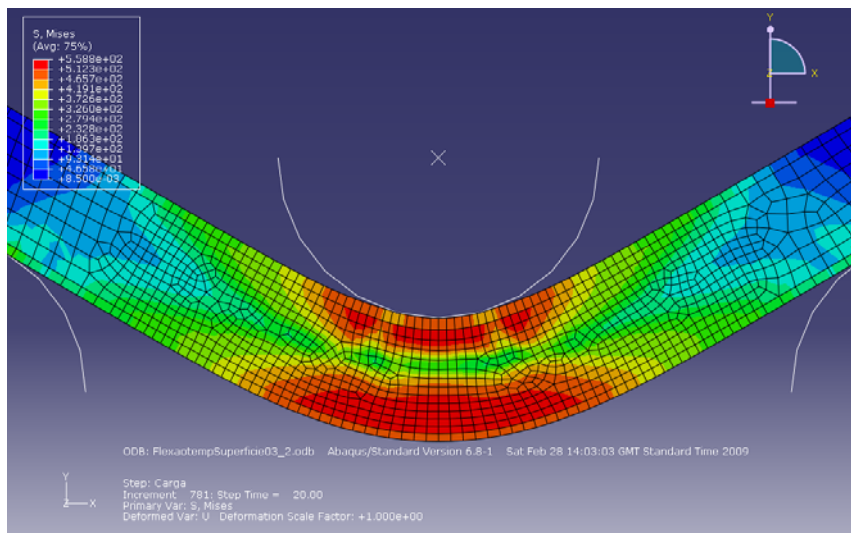
**Figura 6.35 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D MB com um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies**

Construíram-se os *gráficos* 6.28 e 6.29 de forma a observar a influência da espessura da camada superficial ao longo do ensaio de flexão. Observa-se que a relação das propriedades superficiais com a espessura da camada se verifica ao longo de quase todo o ensaio e não apenas perto da força máxima.

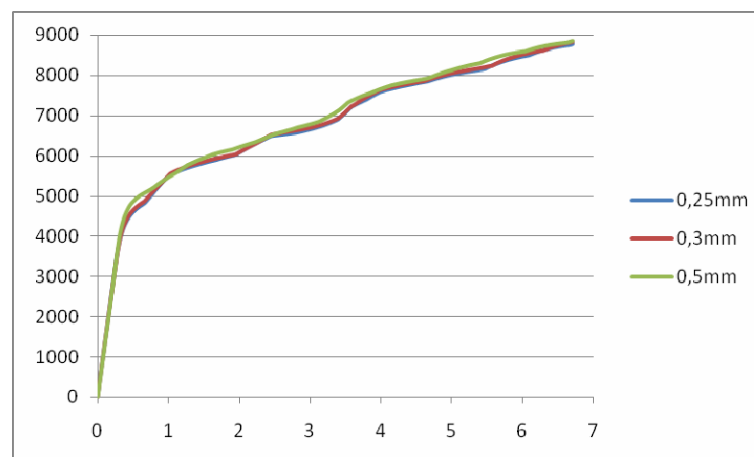
Nas *figuras* 6.36 e 6.37 verifica-se que existe uma maior concentração de tensões à superfície quando a tensão de cedência na superfície é maior. Se por sua vez a tensão de cedência for inferior, na superfície, as tensões vão se concentrar abaixo desta.



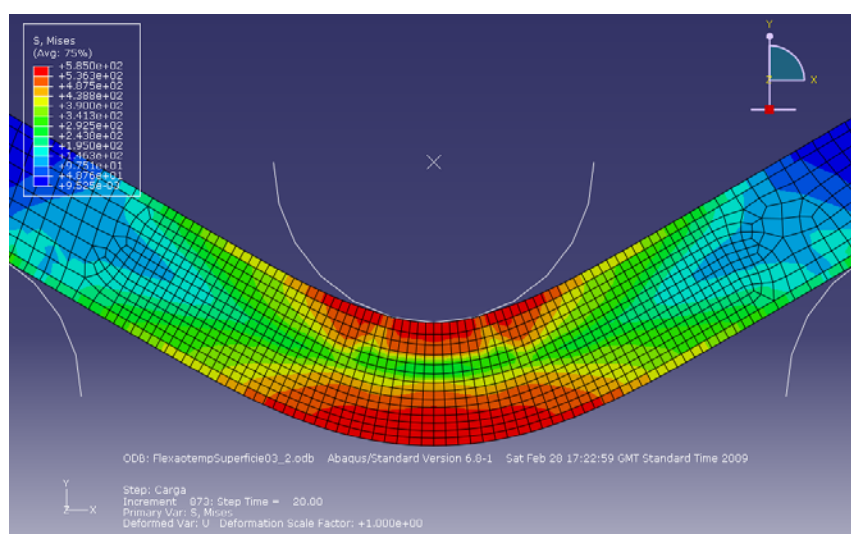
**Gráfico 6.28 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies**



**Figura 6.36 – Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D MB material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies**



**Gráfico 6.29 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 393MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies**



**Figura 6.37 – Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D MB material base com 393MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,5 entre superfícies**

Fez-se o mesmo estudo para o caso de um provete com uma soldadura sem defeitos (tabelas 6.12 a 6.14). Para além de se confirmarem as conclusões anteriores, verificou-se a importância que a zona do nugget tem no ensaio de flexão. Quando a camada superficial tem uma tensão de cedência de 309,17 MPa (mesma na zona do nugget), a alteração da espessura da camada não afecta muito o valor da força máxima. Isto significa que a zona que está a sofrer maior concentração de tensões tem as mesmas características que a camada superficial. Comprovando assim a importância da zona do nugget neste tipo de ensaio.

Provete Soldadura Sem Defeito (SFL11) – atrito 0,4								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	39	5583	N.C.	N.C.
309,17	38	6008	38	6165	38	6181	38	6172
312,7	-	-	N.C.	N.C.	38	6416	38	6548
327,7	-	-	N.C.	N.C.	38	6741	38	6986
393	-	-	N.C.	N.C.	38	6843	38	7179

Tabela 6.12 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) - coeficiente atrito 0,4

Provete Soldadura Sem Defeito (SFL11) – atrito 0,5								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	39	5692	N.C.	N.C.
309,17	38	6168	N.C.	N.C.	38	6347	38	6342
312,7	-	-	38	6551	38	6601	38	6726
327,7	-	-	39	6837	38	6912	39	7132
393	-	-	N.C.	N.C.	38	7034	38	7350

Tabela 6.13 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) - coeficiente atrito 0,5

Provete Soldadura Sem Defeito (SFL11) – atrito 0,6								
Camada Superficial (mm)	0		0,25		0,3		0,5	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	40	5795	40	5198
309,17	38	6355	38	6524	38	6528	38	6533
312,7	-	-	38	6747	38	6790	39	6919
327,7	-	-	39	6992	39	7062	39	7271
393	-	-	N.C.	N.C.	38	7215	39	7495

Tabela 6.14 – Influência das propriedades e espessura da camada superficial no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear (SFL 11) – coeficiente atrito 0,6

Construiu-se de novo um gráfico (*gráfico 6.30*) para comprovar os resultados obtidos na modelação do provete de material. Mais uma vez se verifica que o atrito apenas afecta o ensaio já perto do deslocamento final.

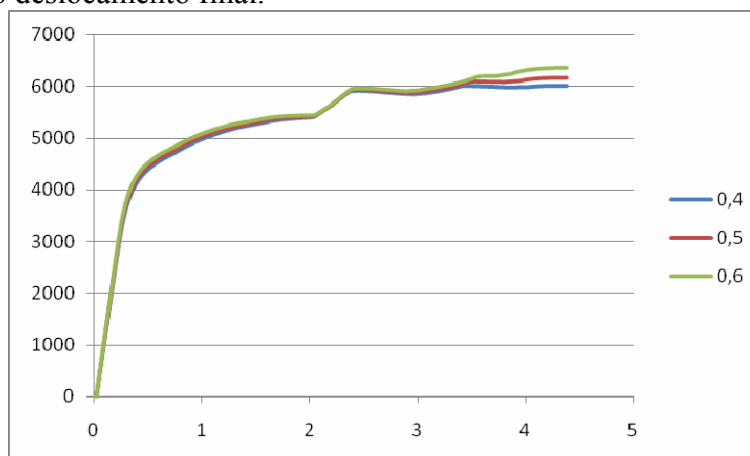
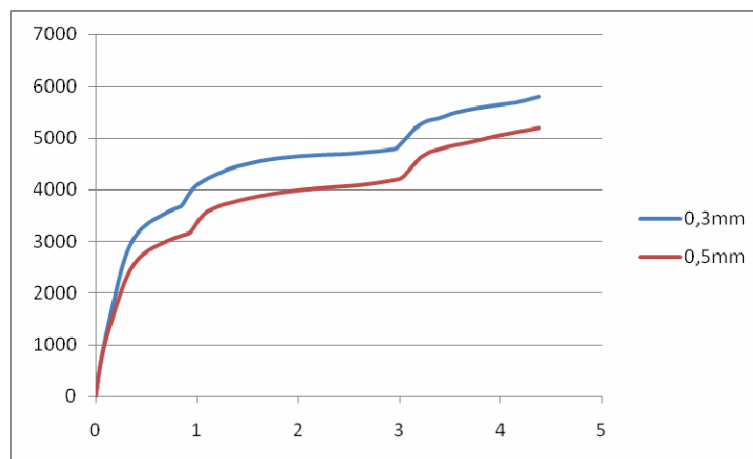


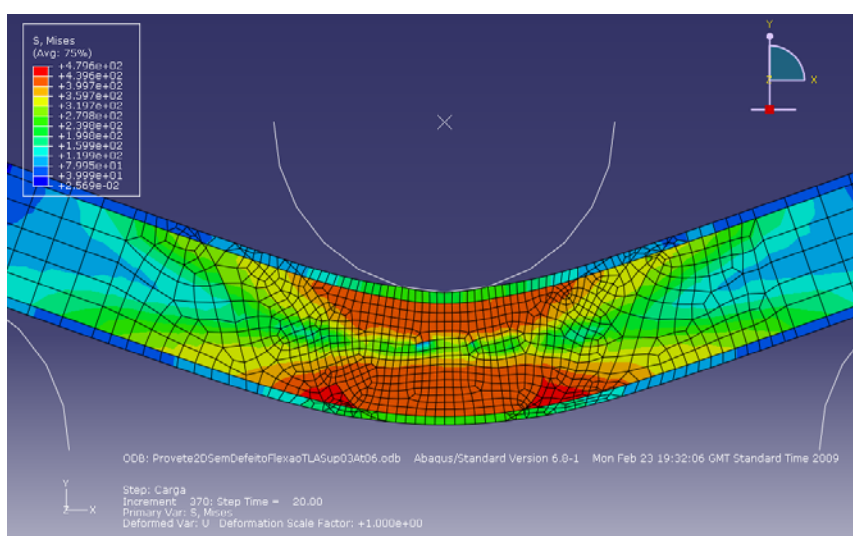
Gráfico 6.30 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D SFL11, sem camada superficial, com um coeficiente de atrito de 0,4, 0,5 e 0,6 entre superfícies

Construíram-se os *gráficos 6.31 a 6.33* de forma a observar-se a influência da espessura ao longo do ensaio de flexão. Observa-se que a relação das propriedades superficiais com a espessura da camada se verifica ao longo de quase todo o ensaio e não apenas na zona de força máxima.

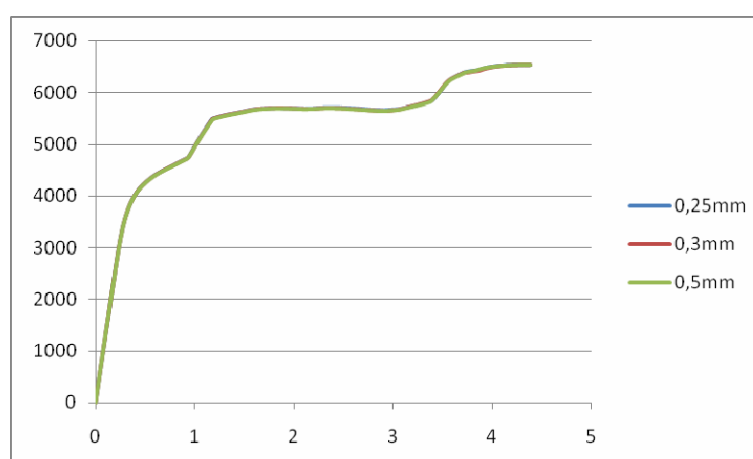
Nas *figuras 6.38 a 6.40* verifica-se a influência das propriedades de superfície na distribuição das tensões. Existe uma maior concentração de tensões à superfície quando a tensão de cedência nesta zona é maior. Quando o valor da tensão de cedência é igual à do nugget (309,17 MPa) a distribuição das tensões é semelhante à que se verifica num provete em que não foi considerada camada superficial diferente (*figura 79*).



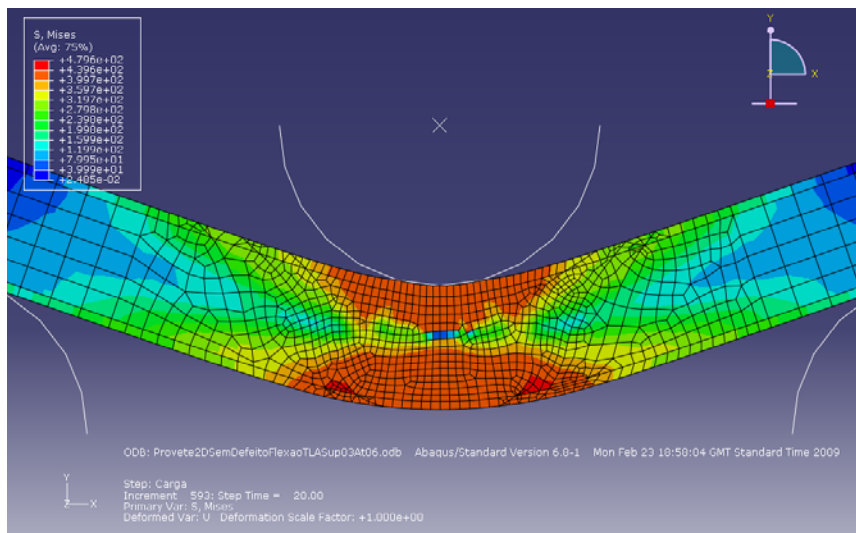
**Gráfico 6.31 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 75,8MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



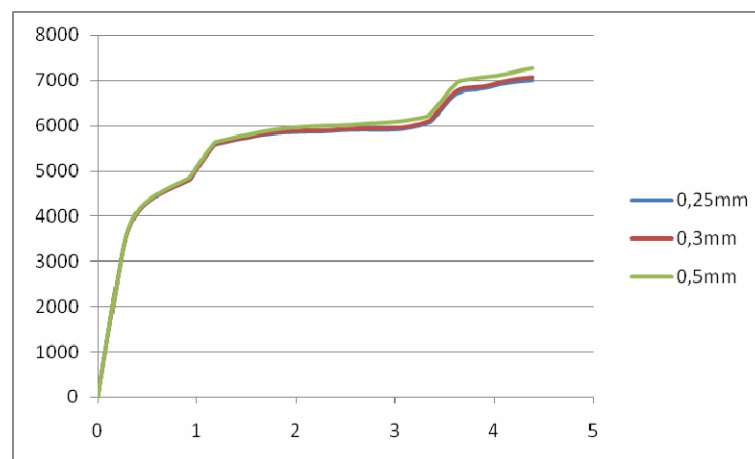
**Figura 6.38 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL11 com 75,8MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



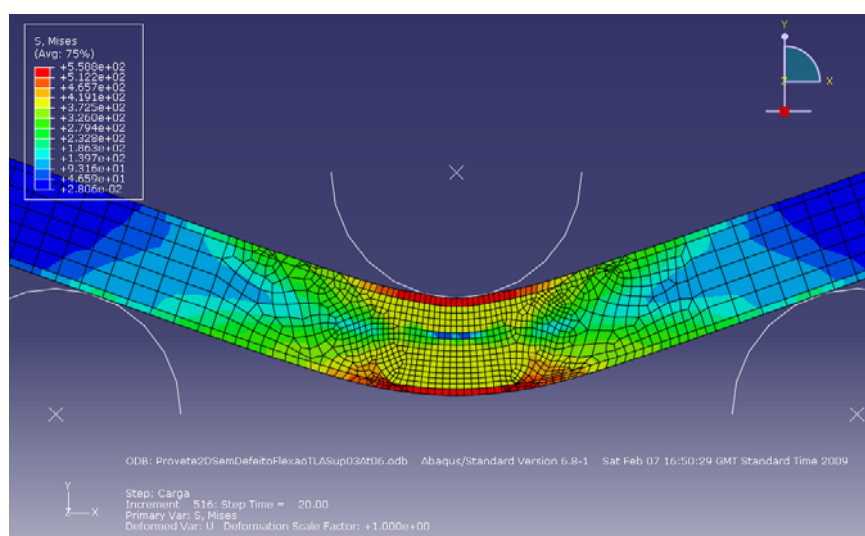
**Gráfico 6.32 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



**Figura 6.39 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL11 com 309,17MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



**Gráfico 6.33 – Força (N) vs Deslocamento (mm) – provete 2D de material base com 327,7MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,25, 0,3 e 0,5mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



**Figura 6.40 - Distribuição das tensões Von Mises – provete 2D SFL11 com 327,7MPa de tensão de cedência na camada superficial, de 0,3mm, e um coeficiente de atrito de 0,6 entre superfícies**



Finalmente, tentou-se compreender que influência têm as propriedades da superfície no valor do integral J. Construíram-se duas tabelas (*tabela 6.15 e 6.16*), uma para o provete com defeito do tipo 2 e outra para o provete com defeito do tipo 3, e um gráfico para cada defeito (*gráficos 6.34 e 6.35*)

- No provete SFL19 verifica-se uma grande variação do valor do integral J. Esta variação é provavelmente resultado de uma construção de malha incorrecta. Observa-se que quanto maior o valor da tensão de cedência superficial maior é o valor do integral J. No entanto, devido ao aspecto que os gráficos apresentam não é possível tirar uma conclusão definitiva;

- No provete SFL38 verifica-se que o valor do integral J, para o defeito na fronteira do nugget, quase não varia com as propriedades da camada superficial. Para o defeito no nugget, não se conseguiu obter um valor estável do integral J.

Não foi possível chegar a uma conclusão sobre a relação entre propriedades de superfície e valor do integral.

Provete Soldadura Defeito Tipo 2 (SFL19)								
Coef. de atrito	Sem camada superficial		Camada Superficial 0,25mm					
	0,5		0,4		0,5		0,6	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{Máx}$ (N)
75,8	-	-	N.C.	N.C.	N.C.	N.C.	N.C.	N.C.
309,17	15	5199	15	5174	15	5200	15	5225
312,7	-	-	15	5218	15	5244	15	5271
327,7	-	-	15	5263	15	5293	15	5321
393	-	-	15	5324	15	5358	15	5388

Tabela 6.15 – Influência das propriedades da camada superficial e coeficiente de atrito no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear com defeito na raiz (SFL 19)

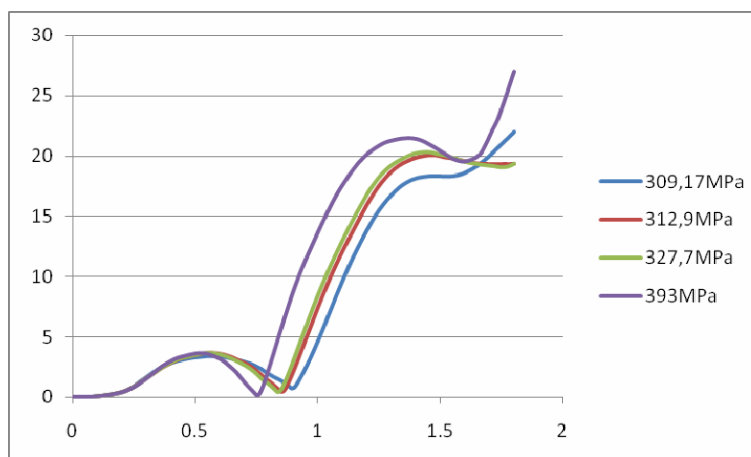


Gráfico 6.34 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo x) - provete 2D SFL 19

Provete Soldadura Defeito Tipo 3 (SFL38)								
Coef. de atrito	Sem camada superficial		Camada Superficial 0,25 mm					
	0,5		0,4		0,5		0,6	
$\sigma_{ced}$ Material (MPa)	$\alpha$ (°)	$F_{M\acute{a}x}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{M\acute{a}x}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{M\acute{a}x}$ (N)	$\alpha$ (°)	$F_{M\acute{a}x}$ (N)
75,8	-	-	26	4892	26	4901	26	4906
309,17	26	5830	25	5564	26	5578	26	5591
312,7	-	-	26	5739	26	5753	26	5762
327,7	-	-	26	5859	26	5868	26	5875
393	-	-	26	5985	26	5993	26	5999

Tabela 6.16 – Influência das propriedades da camada superficial e coeficiente de atrito no ângulo e força máxima aplicada, no ensaio de flexão de um provete 2D soldado por fricção linear com defeito em volume (SFL 38)

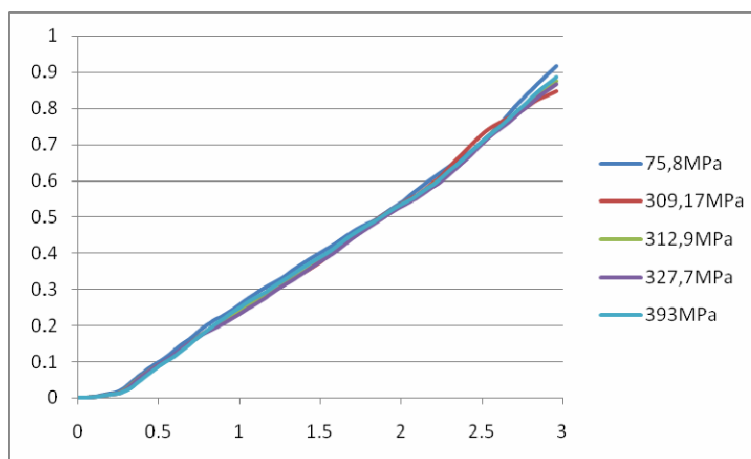


Gráfico 6.35 - Valor do integral J (eixo Y) vs Deslocamento (eixo X) – defeito na fronteira do nugget - provete 2D SFL 38

## 7. CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHO FUTURO

O trabalho de modelação de juntas soldadas por fricção linear não é um problema simples de resolver dada a diversidade de propriedades mecânicas observadas nas diversas zonas, difíceis de reproduzir na modelação.

Este trabalho visou modelar as propriedades das juntas soldadas em ligas de alumínio tipo AA 2024 avaliadas experimentalmente através de ensaios de tracção e de flexão. Para a modelação efectuada utilizou-se o software ABAQUS, de uso relativamente corrente disponível no IST.

Dada a complexidade do problema e a falta de meios computacionais à sua altura, realizaram-se sempre análises bidimensionais.

Considerou-se que para um provete sujeito a elevadas deformações, em estado de extensão plana, o elemento de malha mais adequado tem uma formulação lagrangeana, é um elemento quadrático linear com integração reduzida e controlo *hourglass*.

Das primeiras modelações efectuadas foi possível extrair as seguintes conclusões:

- As características da malha (tamanho de célula e tipo de elemento) são fundamentais na modelação e influenciam os resultados computacionais;
- A dificuldade em definir a malha correctamente é um dos maiores problemas neste tipo de estudo. A malha tem de se adaptar bem à geometria do provete, bem como ser apropriada para as elevadas deformações do provete. Por exemplo, o elemento quadrático linear de 4 nós, CPE4R, é mais apropriado para este tipo de estudo, apesar de não ter tanta facilidade de adaptação a geometrias complexas como o elemento triangular linear de 3 nós;
- Os resultados em provetes de material base preliminares permitiram reproduzir com um erro muito pequeno as propriedades do material de base.
- A simulação dos ensaios na presença de defeitos revelou-se mais complexa, devido à forma, dimensão e posição do defeito e ainda à sua tipologia. Uma vez que a observação dos defeitos era feita num plano, o da fotomicrografia, era difícil prever a geometria 3D do defeito e o seu comportamento quando sujeito a esforços de tracção ou de flexão.
- A aplicação dos conceitos de mecânica da fractura à previsão da propagação de defeitos ajuda a compreender o modo de fractura. Para isso calculou-se o integral J na região do defeito para os defeitos embebidos e o factor de intensidade de tensões para defeitos com abertura para a superfície. Este estudo implicou, no entanto, uma dificuldade acrescida na construção da malha para um problema já complexo e um aumento considerável no tempo de cálculo;
- Os resultados das modelações concordaram, na generalidade bastante bem com os resultados experimentais, no caso dos ensaios de tracção.
- No caso dos ensaios de flexão, as discrepâncias eram significativas, isto é, a diferença entre a força máxima e ângulo de dobragem medidos e calculados era da ordem dos 20%, embora inferior nalguns casos.
- De forma a melhorar os resultados obtidos foram feitas novas modelações de ensaios de flexão. Nestes ensaios considerou-se uma variação das propriedades da superfície, numa camada de espessura variável e diferentes coeficientes de atrito entre a superfície, os apoios e o mandril.
- Nestas condições, verificou-se uma boa aproximação entre resultados experimentais e computacionais. Através da alteração do valor do atrito, das propriedades superficiais e da espessura da camada superficial foi possível verificar a influência que cada um destes factores tem na força e ângulo de dobragem.

- Verificou-se que o atrito afecta directamente a força máxima aplicada durante o ensaio de flexão. O aumento do atrito leva a um aumento da força máxima e não tem influência no ângulo de dobragem;

- As propriedades da camada superficial têm uma relação directa com a espessura desta camada, isto é, quanto maior a espessura considerada, maior a influência das propriedades da superfície na força de ensaio. Neste caso há uma variação do ângulo, embora os ensaios não sejam concludentes, nalguns casos por falta de convergência do programa.

Como trabalho futuro sugere-se a melhoria dos modelos usados na previsão em ensaios de tracção uniaxial e de flexão, associados a um estudo da propagação de defeitos. Outro aspecto que saiu fora do âmbito desta dissertação mas com interesse seria a modelação da estampagem de chapa soldada por fricção linear e o efeito da presença de defeitos nesta situação.

## 8. BIBLIOGRAFIA

- [1] [http://www.twi.co.uk/j32k/unprotected/band\\_1/fswintro.html](http://www.twi.co.uk/j32k/unprotected/band_1/fswintro.html) – acesso em 2 de Outubro, 2008.
- [2] <http://www.key-to-metals.com/Article52.htm> – acesso em 2 de Outubro, 2008
- [3] Thomas W.M., Staines D.J., Watts E.R. e Norris I.M., “The simultaneous use of two or more friction stir welding tools”, TWI Ltd., 2005.  
<http://www.twi.co.uk/j32k/unprotected/pdfs/spwmtjan2005.pdf> – acesso em 2 de Outubro, 2008
- [4] Thomas W.M. e Rowe C.E.D, “Advances in tooling materials for friction stir welding”, TWI and Cedar Metals Ltd.  
[http://www.innovaltec.com/downloads/rowe\\_matcong.pdf](http://www.innovaltec.com/downloads/rowe_matcong.pdf) – acesso em 2 de Outubro, 2008
- [5] Vilaça Pedro, “Fundamentos do processo de soldadura por fricção linear - análise experimental e modelação analítica”, Tese de Doutoramento, IST, Lisboa, 2003.
- [6] Mishra R.S. e Ma Z. Y, “Friction stir welding and processing”, Materials Science and Engineering R 50 1–78, 2005.
- [7] Pires, Norberto J., Loureiro, Altino, Bolmsjö, Gunnar, “Welding Robots, Technology, System Issues and Application”, Springer-Verlag London Limited, 2006.
- [8] McClure J.C., Coronado E., Aloor S., Nowak B., Murr L.M. e Nunes Jr. A.C., “Effect of Pin tool Shape on Metal Flow During Friction Stir Welding”, NASA Technical Reports Server, 2002
- [9] Guerra M., Schmidt C., McClure J.C., Murra L.E. e Nunes A.C., “Flow patterns during friction stir welding”, Materials Characterization 49 (2003) 95 – 101, 2003
- [10] Schmidt H.N.B., Dickerson T.L. e Hattel J.H., “Material flow in butt friction stir welds in AA2024-T3”, Acta Materialia 54 (2006) 1199 – 1209, 2006
- [11] Schneider Judy, Beshears Ronald e Nunes Jr. Arthur C., “Interfacial sticking and slipping in the friction stir welding process”, Materials Science and Engineering A 435 – 436 (2006) 297 – 304, 2006
- [12] Colligan K., “Material Flow Behavior during Friction Stir Welding of Aluminum”, The Welding Journal, vol. 78, nº7, pp. 229.s-237.s, July, 1999
- [13] Hamilton Carter, Dymek Stanisław e Blicharski Marek, “A model of material flow during friction stir welding”, Materials Characterization, vol. 59, pp. 1206 – 1214, 2008
- [14] Sinha Preetish, Muthukumaran S. e Mukherjee S.K., “Analysis of first mode of metal transfer in friction stir welded plates by image processing technique”, Journal of Materials Processing Technology 197 (2008) 17 – 21, 2008
- [15] Hua Zhang, Huiqiang Wu, Jihua Huang, Sanbao Lin e Lin Wu, “Effect of welding speed on the material flow patterns in friction stir welding of AZ31 magnesium alloy”, Rare Metals

- [16] Kumar K. e Kailas Satish V., “The role of friction stir welding tool on material flow and weld formation”, *Materials Science and Engineering A* 485 (2008) 367 – 374, 2008
- [17] Li Ying, Murr L.E., McClure J.C., “Flow visualization and residual microstructures associated with the friction-stir welding of 2024 aluminum to 6061 aluminum”, *Materials Science and Engineering A* 271 (1999) 213 – 223, 1999
- [18] Li Ying, Murr L.E. e McClure J.C., ”Solid-State Flow Visualization in the Friction Stir Welding of 2024 to 6061 Al”, *PII S1359-6462 (99) 00062-7*, 1999
- [19] Liechty B.C., Webb B.W., ”The use of plasticine as an analog to explore material flow in friction stir welding”, *Journal of Materials Processing Technology* 184 (2007) 240 – 250, 2007
- [20] Song M. e Kovacevic R. , “Thermal modeling of friction stir welding in a moving coordinate system and its validation”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 45: 605-615, 2003
- [21] Ericsson M., “Fatigue strength in friction stir welded joints in aluminum”, Tese, Estocolmo, 2005.  
<http://www.diva-portal.org/kth/abstract.xsql?dbid=160> – acesso em 2 de Outubro, 2008
- [22] Kim Y.G., Fujii H., Tsumura T., Komazaki T. e Nakata K., “Three defect types in friction stir welding of aluminum die casting alloy”, *Materials Science and Engineering A* 415: 250-254, 2006
- [23] Chen Hua-Bin, Yan Keng, Lin Tao, Chen Shan-Ben, Jiang Cheng-Yu e Zhao Yong, “The investigation of typical welding defects for 5456 aluminum alloy friction stir welds”, *Materials Science and Engineering A* 433 (2006) 64–69, 2006
- [24] Arbogast William J., “A flow-partitioned deformation zone model for defect formation during friction stir welding”, *Scripta Materialia* 58 (2008) 372 – 376, 2008
- [25] V. Balasubramanian, ”Relationship between base metal properties and friction stir welding process parameters”, *Materials Science and Engineering A* 480 (2007) 397–403, 2008
- [26] Shanthikumar J. G. e Sargent R. G., “A unifying view of hybrid simulation/analytic models and modeling”, *Operations Research*, Vol. 31, No. 6, Simulation (Nov. - Dec., 1983), pp. 1030-1052, 1983
- [27] Abrantes Fraga Eduardo, “Modelação Numérica e Validação do Processo de Soldadura por Fricção Linear”, Dissertação de Mestrado, IST, Lisboa, 2004
- [28] Buffa G., Fratini L. e Shivpuri R., ”CDRX modelling in friction stir welding of AA7075-T6 aluminum alloy: Analytical approaches”, *Journal of Materials Processing Technology* 191 (2007) 356 – 359, 2007
- [29] S.R. Rajesh, Bang Han Sur, Chang Woong Seong, Kim Heung Ju, Bang Hee Seon, Oh

Chong In e Chu Jae Seon, "Numerical determination of residual stress in friction stir weld using 3D-analytical model of stir zone", Journal of Materials Processing Technology 187–188 (2007) 224–226, 2007

[30] Schmidt H.B. e Hattel J.H., "Thermal modelling of friction stir welding", Scripta Materialia vol. 58, nº5, pp. 332–337, 2008

[31] Nandan R., Roy G.G., Lienert T.J. e Debroy T., "Three-dimensional heat and material flow during friction stir welding of mild steel", Acta Materialia 55 (2007) 883 – 895, 2007

[32] Zhang H.W., Zhang Z. e Chen J.T., "3D modeling of material flow in friction stir welding under different process parameters", Journal of Materials Processing Technology 183 (2007) 62 – 70, 2007

[33] Zhang H.W. e Zhang Z., "A fully coupled thermo-mechanical model of friction stir welding", Springer-Verlag London Limited 2007

[34] Buffa G., Fratini L. e Shivpuri R., "Finite element studies on friction stir welding processes of tailored blanks", Computers and Structures vol. 86, issue 1-2, pp. 181-189, 2008

[35] Nègre P., Steglich D., Brocks W. e Koçak M., "Numerical simulation of crack extension in aluminium welds", Computational Materials Science 28 (2003) 723–731, 2003

[36] D. Lockwood William, Tomaz Borislav e Reynolds A.P. Reynolds, "Mechanical response of friction stir welded AA2024: experiment and modeling", Materials Science and Engineering A323 (2002) 348–353, 2002

[37] D. Lockwood William e Reynolds A.P. Reynolds, "Simulation of the global response of a friction stir weld using local constitutive behavior", Materials Science and Engineering A339 (2003) 35\_ 42, 2003

[38] Chung Kyung-Hwar, Lee Wonoh, Kim Ji Hoon, Kim Chongmin, Ho Park Sung, Kwone Dongil e Chung Kwansoo, "Characterization of mechanical properties by indentation tests and FE analysis – validation by application to a weld zone of DP590 steel", International Journal of Solids and Structures 46 (2009) 344–363, 2009

[39] Aires, Miguel, "Análise Experimental do Comportamento à fadiga em Juntas Soldadas por Fricção Linear de Ligas de Alumínio para a Indústria Aeronáutica", Dissertação para obtenção do Grau de Mestre, IST, Lisboa, 2007.

[40] <http://www.matweb.com>

[41] Manual de utilização do ABAQUS

## 9. ANEXOS

### 9.1. Ensaios de tracção

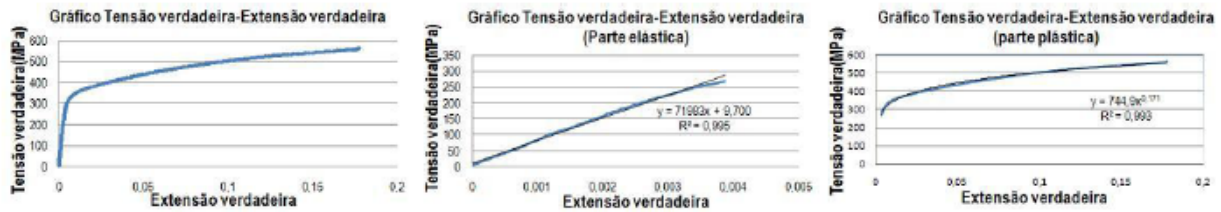


Figura 9.1 - Resultados dos ensaios de tracção ao material base no provete 1 [40]

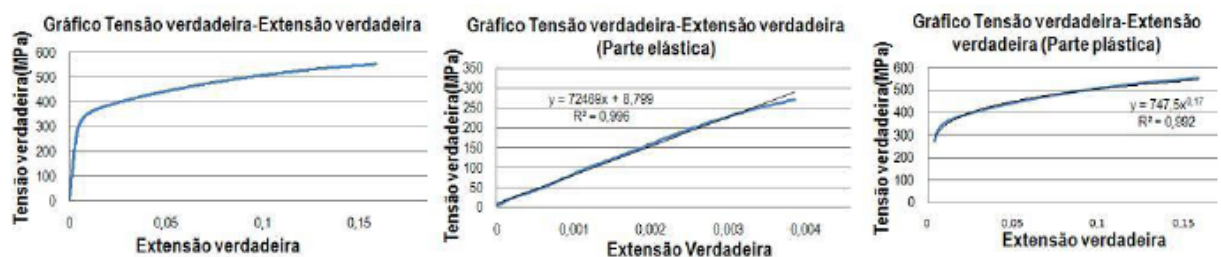


Figura 9.2 - Resultados dos ensaios de tracção ao material base no provete 2 [40]



Figura 9.3 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 10\_0 [40]



Figura 9.4 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 11\_0 [40]



Figura 9.5 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras sem defeito no provete 14\_0 [40]





Figura 9.6 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 19\_II [40]



Figura 9.7 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 20\_II [40]



Figura 9.8 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito na raiz do tipo II, no provete 21\_II [40]



Figura 9.9 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 39\_III [40]

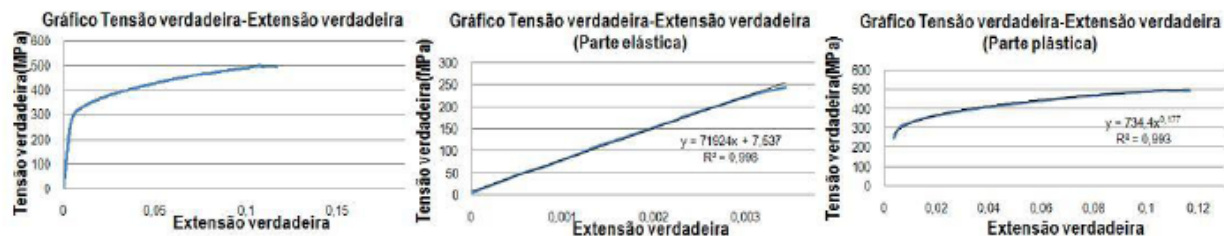


Figura 9.10 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 44.1\_III [40]



Figura 9.11 - Resultados dos ensaios de tracção às soldaduras com defeito em volume tipo III, no provete 44.2\_III [40]

## 9.2. Ensaios de flexão

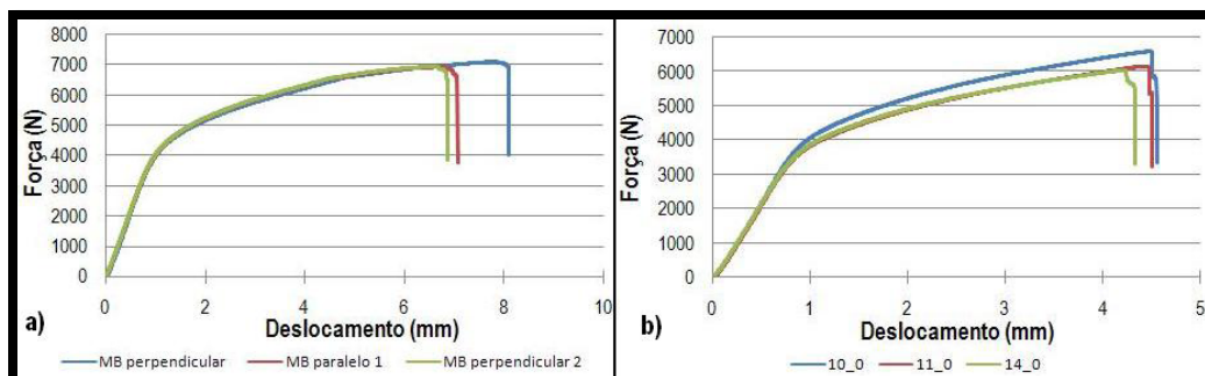


Figura 9.12 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão: a) MB; b) Cordões de soldadura isentos de defeitos [40]

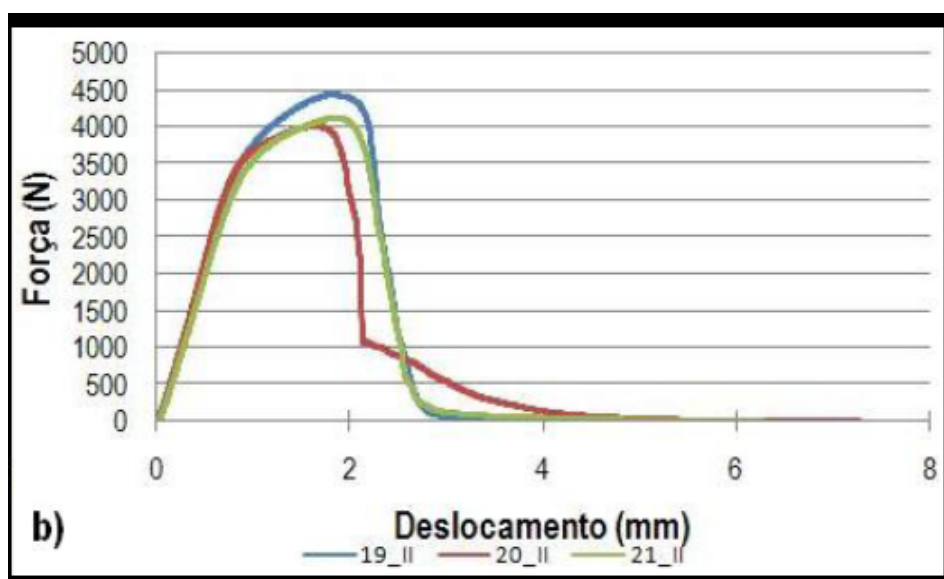


Figura 9.13 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão de cordões de soldadura com defeito na raiz do tipo II [40]

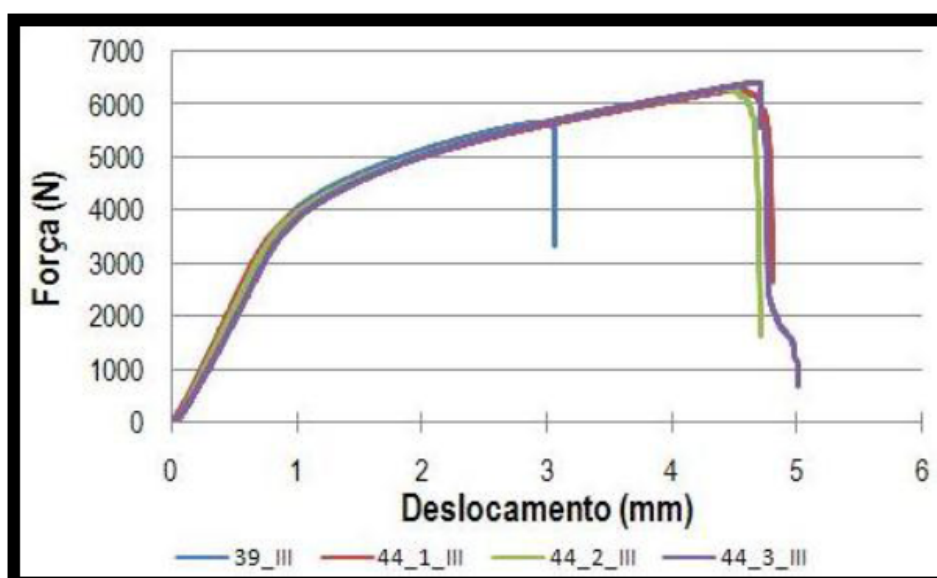


Figura 9.14 - Ilustração dos gráficos de Força – Deslocação para os ensaios de flexão de cordões de soldadura com defeito do tipo III [40]